

**İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ DEPREM MÜHENDİSLİĞİ VE AFET
YÖNETİMİ ENSTİTÜSÜ**

**TARİHİ YIĞMA TAŞ BİR DENEY YAPISINDA DOĞRUSAL OLMAYAN
ARTİMSAL HESAP YÖNTEMİ ÖNERİSİ**

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Özge TOROS

Deprem Mühendisliği ve Afet Yönetimi Anabilim Dalı

Deprem Mühendisliği Programı

MART 2017

**İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ DEPREM MÜHENDİSLİĞİ VE AFET
YÖNETİMİ ENSTİTÜSÜ**

**TARİHİ YIĞMA TAŞ BİR DENEY YAPISINDA DOĞRUSAL OLMAYAN
ARTİMSAL HESAP YÖNTEMİ ÖNERİSİ**

YÜKSEK LİSANS TEZİ

**Özge TOROS
(802131223)**

Deprem Mühendisliği ve Afet Yönetimi Anabilim Dalı

Deprem Mühendisliği Programı

Tez Danışmanı: Yrd. Doç. Dr. İhsan Engin BAL

MART 2017

İTÜ, Deprem Mühendisliği ve Afet Yönetimi Enstitüsü'nün 802131223 numaralı Yüksek Lisans Öğrencisi Özge TOROS, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı “TARİHİ YIĞMA TAŞ BİR DENEY YAPISINDA DOĞRUSAL OLMAYAN ARTİMSAL HESAP YÖNTEMİ ÖNERİSİ”başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

Tez Danışmanı : **Yrd. Doç. Dr. İhsan Engin Bal**
İstanbul Teknik Üniversitesi

Jüri Üyeleri : **Prof. Dr. Alper İLKİ**
İstanbul Teknik Üniversitesi

Yrd. Doç. Dr. Serkan BEKİROĞLU
Yıldız Teknik Üniversitesi

Teslim Tarihi : **17 Mart 2017**
Savunma Tarihi : **23 Mart 2017**

Aileme,

ÖNSÖZ

Yüksek lisans eğitimim boyunca bilgi ve tecrübesi ile bana yön veren, yüksek lisans tezimin temeli olan projede yer almamı sağlayan değerli danışman hocam Yrd. Doç. Dr. İhsan Engin BAL'a ve bugünlere gelmemde emeği geçen tüm hocalarıma teşekkürleri borç bilirim.

Bu zorlu süreçte beni her zaman, her koşulda destekleyen sevgili annem ve babam başta olmak üzere bütün aileme ve sevgili eşim İnş. Yük. Müh. Çağatay TOROS' a, hayatım boyunca bana kattıkları her şey için çok teşekkür ederim.

Mart 2017

Özge AKSAKAL TOROS
(İnşaat Mühendisi)

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ	vii
İÇİNDEKİLER	ix
KISALTMALAR	xi
ÇİZELGE LİSTESİ.....	xiii
ŞEKİL LİSTESİ.....	xv
ÖZET	xix
SUMMARY	xxi
1. GİRİŞ	1
1.1 Tezin Amacı	1
1.2 Literatür Araştırması	1
2. ANALİZLERDE KULLANILAN DENEYSEL ÇALIŞMA.....	8
2.1 Test düzeneği.....	9
2.2 Düşey yüklere tepki.....	10
2.3 Yatay Yük Döngülerine Tepki	11
2.4 Yük- Deformasyon Tepkisi.....	12
2.5 Küçük Kemerler Arası Hasar	14
2.6 Ana Kemerin Davranışı.....	18
2.7 Taş Yığma Fil Ayaklarının Davranışı	21
2.8 Gergi çubuklarının tepkisi	23
3. YIĞMA YAPININ DOĞRUSAL OLMAYAN DAVRANIŞININ MODELLENMESİ.....	25
3.1 Basitleştirilmiş Mikro Modeller	25
3.2 Kompozit Makro Modeller.....	26
3.3 Yığma Malzemesinin Doğrusal Olmama Durumu.....	26
3.4 Yığmanın Anizotropik Davranışı	27
3.5 Bu Teze Konu Deney Çerçevesini Ele Alan Bir Başka Sayısal Modelleme Çalışması	29
4. BU TEZDE ÖNERİLEN YAKLAŞIM	33
4.1 Kullanılan Kırılma Yüzeyi	34
4.2 Mekanik Özellikler-Limit Durumların İncelenmesi	40
4.1 Kırılma Yüzeyi Dışındaki Doğrusal Olmayan Davranışın Tarifi (Associated Flow Rule).....	44
4.1 Analiz Sonuçları	48
5. SONUÇLAR	50
KAYNAKLAR	53
ÖZGEÇMİŞ.....	55

KISALTMALAR

ASTM	: American Society for Testing and Materials
İSTKA	: İstanbul Kalkınma Ajansı
LDVT	: Lineear Variable Differential Transformer

ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 4.1 : Çalışmada kullanılan malzemelerin mekanik özellikleri. 41

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 1.1 :	Yığma yapılar için modelleme yöntemleri: (a) yığma örneği; (b) detaylı mikro modelleme; (c) basitleştirilmiş mikro modelleme;(d) makro modelleme. (Lourenço v.d,1995)	2
Şekil 1.2 :	Duvar yapıları için modelleme yaklaşımları (Mistlerv.d. tarafından düzeltilmiş)	3
Şekil 1.3 :	Duvar geometrisi ve şematik yükleme düzeneği (Lourenço vd., 2000)	3
Şekil 1.4 :	Düşük eksenel kuvvet etkisi altındaki duvarlardaki göçme modları (sol) ve düşük eksenel kuvvet etkisi altındaki duvarlardaki göçme modları (sağ) (Lourenço vd., 2000)	4
Şekil 1.5 :	Duvarların deneysel ve matematiksel model kullanılarak elde edilen yatay yük-yerdeğiştirme grafikleri	4
Şekil 2.1 :	Şekil. Çok tabakalı duvarın yapım aşamaları (Demir, 2012)	6
Şekil 2.2 :	Şekil. Çok tabakalı duvarda basınç testleri sonucunda gözlenen tipik hasarlar (Demir, 2012)	7
Şekil 2.3 :	Edirnekapi Mihrimah Sultan Camii Yapısı ve Taşıyıcı Çerçeveleri	8
Şekil 2.4 :	Ölçeklendirilmiş Test modeli	9
Şekil 2.5 :	Test düzeneği	10
Şekil 2.6 :	İlave düşey yükler ve o yüklerden dolayı oluşan yer değiştirmeler	11
Şekil 2.7 :	Numuneye 4.87 m yükseklikte uygulanan yer değiştirme grafiği ..	12
Şekil 2.8 :	Taban kayma kuvveti-D seviyesi ötelenme oranı ilişkisi (solda) ve her yarım döngünün sonunda oluşan kalıcı tepe ötelenmesi (sağda)	13
Şekil 2.9 :	En yüksek ötelenemede(%2.4) deforme olmuş şekil.....	14
Şekil 2.10 :	Küçük kemerlerin iskelelere bağlanması ve doldurulması.....	15
Şekil 2.11 :	(a, b) Ana ayak ile dolgunun zayıf birleşimi ile oluşan davranış uyuşmazlığına bağlı olarak % 0.5 tepe yer değiştirmesine kenar kemerlerde oluşan hasarlar (c) kilit taşı harekete geçmeden önce küçük kemer, (d) harekete geçtikten sonra kilit taşında oluşan kenetlenme gerilmeleri	16
Şekil 2.12 :	(a) Testin sonunda küçük kemer, (b) küçük kemerin desteği olan bir taşın yerinden çıkması ve (c) küçük kemer dolgusunun ana ayaktan ayrılması.....	17
Şekil 2.13 :	2.75m yüksekliğindeki B seviyesinde ötelenme oranına karşı taban kesme (solda), her yarım döngüden sonra B seviyesinde oluşan kalıcı ötelenmeler (sağda).....	17

Şekil 2.14 :	Caminin ana kemerinde görülen orta yükseklikteki bağ çubuğu (Tanyeli, 2009).....	18
Şekil 2.15 :	Ana kemerin açıklığındaki deformasyonlar (solda) ve kemerin yüksekliği boyunca dikey deformasyonlar (sağda).....	19
Şekil 2.16 :	Kemer tabanına göre kemer çeyreklerinin çapraz deformasyonu	20
Şekil 2.17 :	Kilit taşı derzlerinde oluşan toplam deformasyon (solda), sensörlerin yerleşimi (sağda).....	20
Şekil 2.18 :	Ayak tabanındaki taşlarda oluşan hasarlar (mavi çizgiler: itme esnasında oluşan çatlaklar-sağda, kırmızı çizgiler: çekme sırasında oluşan çatlaklar-solda).....	22
Şekil 2.19 :	Ayak tabanındaki hasarın ve kurşun kaplama ile birlikte zıvananın yakın görünüşü.....	22
Şekil 2.20 :	Doğu tarafındaki ayağın alttan 1 metrelik kısmında deforme olmuş şekiller	23
Şekil 2.21 :	Ana kemerin desteklerini birbirine bağlayan ana gergi çubuklarının iç ve dış yüzeyindeki şekil değiştirmeler	24
Şekil 3.1 :	Mikro modelleme (solda) ve basitleştirilmiş mikro modelleme (sağda)	26
Şekil 3.2 :	Yığma duvar elemanları için varsayılan tek eksenli gerilme-şekil değiştirme ilişkisi.....	27
Şekil 3.3 :	Opensees’de 8 düğümlü tuğla elemanın düğüm numaralandırması ve işaret anlaşması	28
Şekil 3.4 :	Dais v.d. (2016) çalışmasında kullanılan model geometrisi.....	30
Şekil 3.5 :	Dais v.d. (2016) çalışmasında elde edilen deneysel ve sayısal davranışın karşılaştırılması.....	31
Şekil 3.6 :	Dais v.d. (2016) çalışmasından, tüm gergi çubuklarının bulunduğu durumda plastik şekildeğiştirmeler.....	31
Şekil 3.7 :	Dais v.d. (2016) çalışmasından , gergi çubuklarının bulunmadığı durumda plastik şekildeğiştirmeler.....	32
Şekil 3.8 :	Dais v.d. (2016) çalışmasında, tabanda hasar alan bölgenin gösterimi.....	32
Şekil 4.1 :	Sayısal model	33
Şekil 4.2 :	Önerilen yaklaşıma ait kapasite eğrisi	34
Şekil 4.3 :	Von Mises ve Tresca (sol) ile Drucker-Prager (sağ) kırılma hipotezleri açısından malzemenin dayanımının çevresel basınç ile olan ilişkisinin grafiksel gösterimi	35
Şekil 4.4 :	Çekme dayanımı olan malzeme için eş-kayma eğrileri (Ganz ve Thürlimann, 1985) (solda) ve yığma üzerinde kabul edilen yön tayini (sağda)	37
Şekil 4.5 :	Lu ve Heuer (2007) kırılma hipotezi kullanılarak oluşturulan örnek eş gerilme eğrileri	38
Şekil 4.6 :	Lu ve Heuer (2007) kırılma hipotezi kullanılarak oluşturulan 3B kırılma yüzeyi	38
Şekil 4.7 :	Bu tezde kullanılan yöntemle ait akış diyagramı	39
Şekil 4.8 :	Çelik plakadan kenet boyutları	41
Şekil 4.9 :	Kenet demirinin çekme dayanımının yüzeye dağılımı	42
Şekil 4.10 :	Taş bağlantılarının gösterimi (tezde kullanılan deneysel çalışmaların yapıldığı İSTKA projesi raporlarından alınmıştır) ...	43
Şekil 4.11 :	Zivana-kurşun bölge ilişkisi	44

Şekil 4.12 : Gerilmelerin kırılma yüzeyi dışına çıkması ve hasarın oluşması durumunda elemanın elastik rijitlik özelliklerinde yapılacak değişimde kullanılacak tanjant yüzey ve onun normali olan vektör..	47
Şekil 4.13 : Bu tezde önerilen yöntem ile gerçekleştirilen hassaslık analiz sonuçlarının deneysel sonuçlarla karşılaştırılması	49

TARİHİ YIĞMA TAŞ BİR DENEY YAPISINDA DOĞRUSAL OLMAYAN ARTIMSAL HESAP YÖNTEMİ ÖNERİSİ

ÖZET

Yığma yapıların deprem kuvvetleri altındaki davranışı, günümüzdeki ilerlemiş analiz yöntemleri ve bilgi birikimine rağmen, halen birçok bilinmezlik içeren bir konu olmaya devam etmektedir. Bu bilinmezliklere ayrıca tarihi yığma yapılardaki ilave zorluklar eklendiğinde, tarihi yığma yapıların deprem davranışını tespit etmek oldukça zorlaşmaktadır. Özellikle aktif olarak kullanılan tarihi yığma yapılar aynı zamanda kamusal alanlar olduklarından, buraları kullanan insanların can güvenliği de önem kazanmaktadır.

Tarihi yapılar dönemlerine ve coğrafi bölgelerine göre oldukça fazla farklılıklar göstermektedirler. Bu durumda bir grup tarihi yığma yapı için geliştirilen ve uygulanan kuralların, başka yapılar ve yapı grupları için uygulanması pek mümkün olmamaktadır. Yine de bazı genel geçer kuralların bir yapı türünden diğerine transferi, kısıtlı olsa da, mümkündür. Ülkemiz ise tarihi yığma yapı stoku anlamında çok zengin olmasına rağmen, bu yapıların deprem davranışı alanındaki deneysel çalışmalar ve aynı zamanda bu yapılara özel olarak geliştirilmiş analitik çözümler, yok denecek kadar azdır.

Tarihi yığma yapılarda öncelikle yapısal elemanların ve malzemelerin tespiti önemli rol oynamakla birlikte, elde edilecek bu verilerin bilgisayar modellerinde kullanılması birtakım zorluklar içermektedir. Yığma malzemenin davranışının anizotropik olması, malzemenin kendisinin dayanım ve elastisite modülü gibi temel parametrelerinin aynı yapı içerisinde bile büyük farklar göstermesi, deprem yüklerinin gelişigüzel ve çevrimsel hareketler olması ve bu tip hareketlerin nümerik olarak tespitinin zorluğu, tarihi yığma yapılarda deprem güvenliğinin tespiti için yapılan çalışmalardaki başlıca zorluklardandır.

Bu teze konu olan tarihi yığma yapı grubu, daha önce hakkında pek az araştırma bulunan, Osmanlı döneminin büyük kamusal yapılarının ana inşaat yöntemi olan küfeki kesme taş birimlerin harçsız olarak ve kenet-zıvanalar kullanılarak birleştirilmesi yöntemi ile inşa edilen yapılardır. Bu inşaa yaklaşımı, İstanbul'un bugünkü karakterini veren selatin camileri de olmak üzere büyük orandaki klasik Osmanlı yapısında kullanılan yöntemdir. Bu yöntemde, mermere nazaran damarsız olan ve üç yöndeki dayanımı nispeten benzer olan küfeki taşı kullanılmaktadır. Bu

taşlar, yatayda U şeklindeki kenetler ile dűşeyde ise metal zıvanalar ile birbirlerine bağlanmaktadırlar. Korozyon ve tař içerisinde genişlemeye mani olmak için bu elemanlar eritilmiş kurşun ile kaplanmaktadır. Harç, bu yapıda sadece dolgu malzeme olarak kullanılmakta olup, özellikle yatay deprem yüklerine dayanımda rolü oldukça azdır.

Bu tezde, doğrusal olmayan yığma analizindeki en büyük zorluklardan biri olan yakınsama problemini iyileştirmeye yönelik olarak, her adımda doğrusal analiz yapan ve eşitliyaklaşıklıklar içeren bir yöntem önerilmiş ve büyük ölçekli bir deney ile de kalibre edilmiştir. Bu tezde, klasik dönem Osmanlı mimarisinin özgün eserlerinden biri olan Edirnekapı Mihrimah Sultan Camii'nin taşıyıcı çerçevesinden biri alınarak gerçekleştirilen 1/5 ölçekli deney verileri kullanılmıştır. Bu deneyde test edilen yapı bir kez de bu tezde tarif edilen modelleme ve analiz yaklaşımı kullanılarak analiz edilmiştir. Deneyden elde edilen çevrimsel global yük-deplasman sonuçları, bu tezde tarif edilen yaklaşım ile nümerik olarak, monotonik yükleme için, edilmiştir. Analizler sonucunda, deney ile analitik bulgular arasında yüksek derecede uyum söz konusudur.

PROPOSAL OF A NONLINEAR INCREMENTAL ANALYSIS METHOD FOR HISTORICAL CUT STONE MASONRY

SUMMARY

Despite the elevated knowledge and complicated analysis tools in hand, the theme of seismic response of masonry still remains as a topic that needs further developments. Additionally to the inherent difficulties of estimating the seismic response of masonry accurately, there are additional issues to be addressed when historical masonry is concerned. The life safety and public safety are of prime concerns in historical masonry buildings often populated by people.

There is a very large variety in material types and in workmanship characteristics, depending on geography as well as on the period of construction of historical buildings. All these variations are not feasible to be involved in numerical computer models. Additionally, set of rules and approaches established for a certain group of structures cannot be applied to other types of historical masonry. Despite these difficulties, however, some general rules can still be derived for historical masonry. Though Turkey is very rich in terms of historical building heritage, there are handful of research on the seismic response of type of buildings found in the building stock.

The definition of structural and material properties of a historical masonry building is the very first step for defining the seismic safety of such buildings. However, there are several issues that cause difficulties in reaching accurate conclusions in terms of the seismic safety. The anisotropic response of masonry, often unfeasibly large variations in basic structural characteristics of the material, such as the strength and stiffness, the randomness and cyclic nature of seismic loads, render seismic assessment of historical masonry rather difficult.

The type of structures examined in this thesis was built by using the common construction method of the classical Ottoman period, where dry cut stone units are connected to each other by using vertical (zivana) and horizontal (kenet) elements. The metal elements are then covered by using melted lead. The horizontal elements are U-shaped and the ends are embedded into consecutive stone units. The type stone material used in construction is *iskufeki*, a variation of limestone, which has a non-layered texture allowing to provide similar response in all orthogonal directions. The mortar is used as filling material in this texture, playing an insignificant role in the seismic response of the system. This construction approach constitutes most of the historically important structures not only in Istanbul but also in a wider area of Turkey, Balkans and vicinity.

A step-wise nonlinear analysis method has been proposed in this thesis. The method is a rather approximate approach aiming to improve the inherent convergence problem of nonlinear analyses on masonry. The method proposed here is calibrated against a large-scale open-air cyclic test. The test specimen is a 1/5 scale specimen extracted from a real classical Ottoman mosque (Edirnekapı Mihrimah Sultan) and was tested under cyclic load reversals representing seismic actions. The test specimen has been modeled by using the method presented here in this thesis, and the monotonic envelope of the overall base shear vs top displacement plots are obtained. There is a high degree of agreement between the experimental and the analytical findings.

1. GİRİŞ

Tarihi yığma yapıların deprem davranışlarını tespit etmek, bu yapıların birçoğunun kamusal alan olmasından ve çok sayıda insan tarafından kullanılmasından dolayı, özellikle önemlidir. Bu yapıların deprem davranışlarının olabildiğinde doğru tespitinde en önemli eksiklerden biri, doğrusal olmayan analiz yöntemlerinin sınırlı olmasıdır.

Bu tezde, tarihi yığma yapıların doğrusal olmayan analizi için yaklaşık ve monotonik bir yöntem önerilmiştir. Bu yöntem, tüm yaklaşıklıklarına rağmen, özellikle global olarak (tepe deplasmanı – taban kesme kuvveti, görelî yer değiştirme profili, gibi...) doğru sonuçlar verebilen bir yöntemdir. Yöntemin en büyük avantajı ise, analizin her adımında doğrusal analiz yapılmasından dolayı, yakınsama problemi olmamasıdır.

1.1 Tezin Amacı

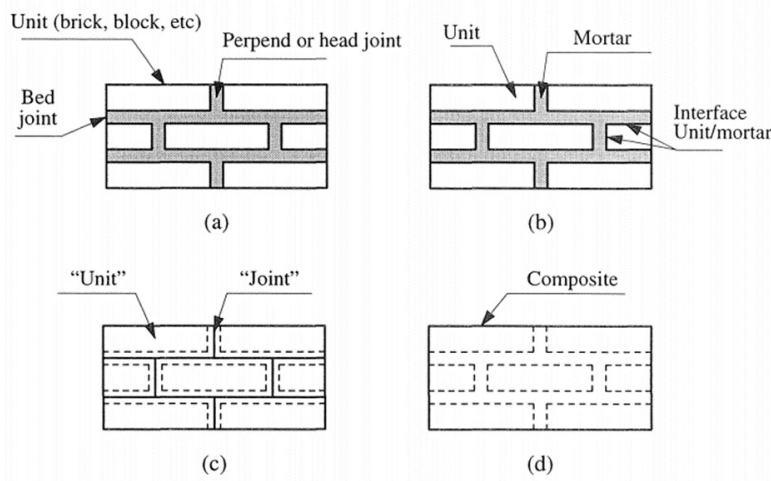
Bu tezin amacı, kesme taş ile inşa edilen ve klasik Osmanlı dönemi kamu yapılarında kullanılan inşa yöntemlerini temsil eden tarihi yığma yapılarda kullanılabilecek, doğrusal olmayan bir analiz yöntemi önermektir. Bu yöntem ayrıca deneysel sonuçlar ile de kalibre edilmiştir.

1.2 Literatür Araştırması

Genel bir yaklaşıma göre, yığma duvarın sayısal modeli ana bileşenlerin ayrı ayrı modellenmesi ile veya bütün yapının sonlu elemanlarla şematize edildiği genel bir modelleme ile elde edilir. Bunlardan ilki mikro modelleme, ikicisi ise makro modellemedir (Rots, 1991). Doğrusal olmayan malzeme davranışının temsili için bir modelleme yöntemi belirlenmelidir. Mikro modelleme olarak adlandırılan ayrıntılı yığma modellemesi, tuğlanın (veya taşın), harcın ve tuğla ile harç arasındaki arayüzün bir temsilini içermektedir. Tuğla ve harç için elastisite modülü, poisson oranı, gerekirse inelastik malzeme özellikleri hesaba katılmalıdır. Harç ve tuğla arayüzü ise, potansiyel bir çatlak/kayma düzlemini temsil etmektedir. Yığma yapının

bu şekilde temsili geniş bilgi birikimi ve zaman gereksinimine yol açar ve tercihen yapının basitleştirilmiş mikro modeli kullanılır. Bu durumda harç-taş birim arayüzü süreksiz elemanlarla gösterilirken, genişletilmiş birimler sürekli elemanlarla temsil edilir (Lourenço v.d,1995).

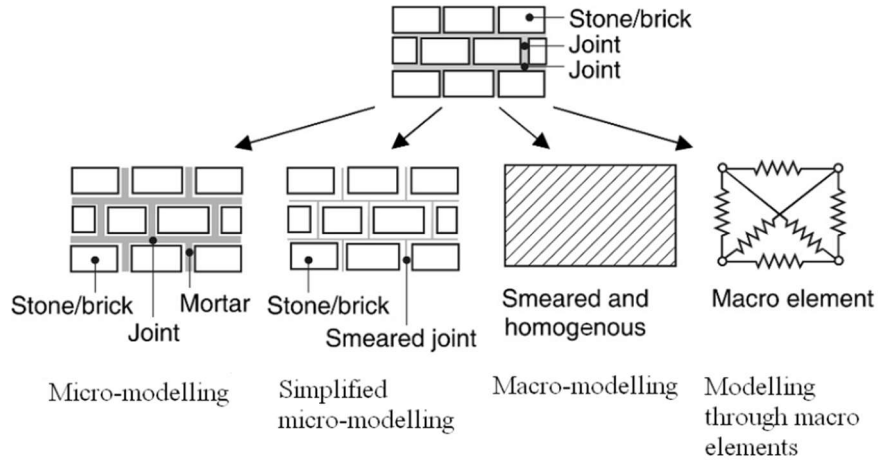
Lourenço ve diğerleri mikro modellemenin, gerilme ve şekil değiştirmelerinin özellikle incelenmesi gereken küçük yapı elemanları için daha uygun olduğunu savunmuşlardır.



Şekil 1.1 : Yığma yapılar için modelleme yöntemleri: (a) yığma örneği; (b) detaylı mikro modelleme; (c) basitleştirilmiş mikro modelleme; (d) makro modelleme. (Lourenço v.d,1995)

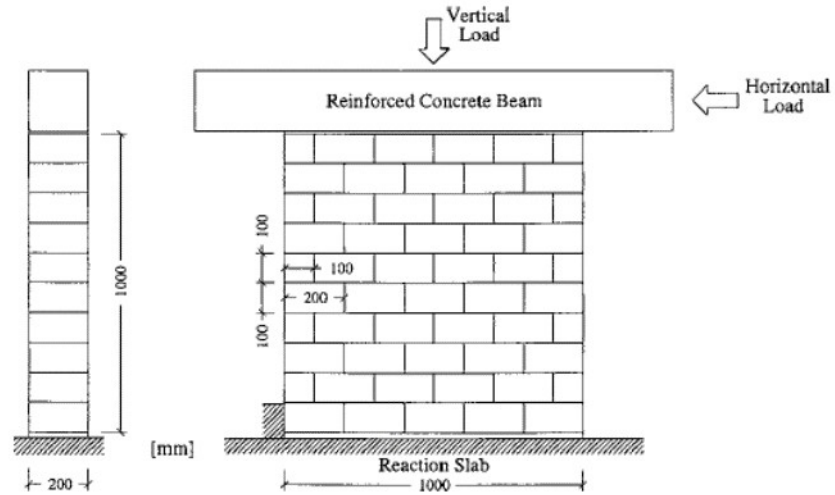
Yapısal davranışın önemli olduğu büyük ölçekli analizlerde, tuğla ve harç katmanları arasındaki etkileşim önemsiz kabul edilmektedir. Bu durumda makro modelleme devreye girmektedir. Makro modellemede yapı elemanları homojen olarak modellenir ve elemanlara ait gerilme-şekil değiştirme bağıntıları, kırılma yüzeyleri başlangıçta tarif edilir.

Mistlerv.d. tarafından düzenlenmiş olan, doğruluk ve basitlik derecesine bağlı olarak şekil 1.2 de sunulan modelleme yöntemleri kullanılabilir (Lourenço, 2002 ve Mistlerv.d, 2006).



Şekil 1.2 : Duvar yapıları için modelleme yaklaşımları (Mistlerv.d. tarafından düzeltilmiş)

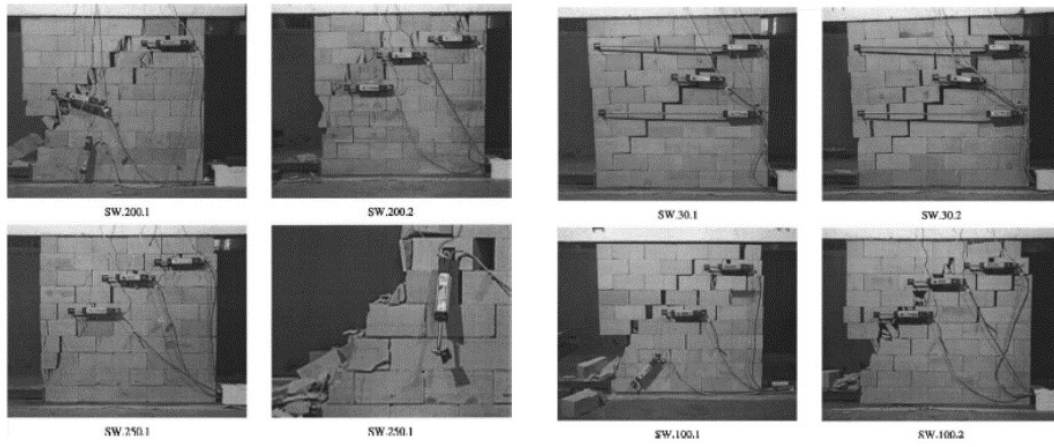
Lourenco ve diğerleri (2000) kuru birleşimli yığma yapılarda deneysel çalışmalar yapmışlardır. Bu çalışmada, 7 adet duvara 0.15 ile 1.25 N/mm² arasında ön düşey yükleme yapılarak, büyük tarihi yapılardaki düşey gerilme durumu temsil edilmiştir. Düşey yüklemeden sonra duvarların düzlem içi doğrultusunda duvar göçme durumuna ulaşınca kadar monotonik olarak artan yatay yükleme yapılmıştır. Yapılan testlere ait deney düzeneği aşağıda Şekil 1.3'te görülebilir.



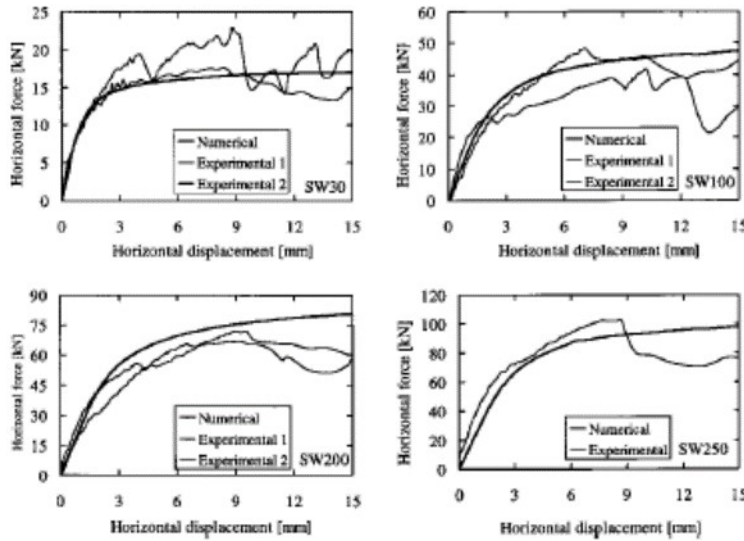
Şekil 1.3 : Duvar geometrisi ve şematik yükleme düzeneği (Lourenço vd., 2000)

Test sonuçlarının daha iyi anlaşılabilmesi için Lourenco ve Rots'un (1997) de önerdiği çok yüzeyli arayüzlü model kullanılarak matematiksel model hazırlanmıştır. Bu model de doğrusal olmayan davranış yığma birimlerin birleşim bölgelerinde yığılı iken, yığma birimlerin elastik davrandığı kabul edilmiştir.

Testler sonucunda duvarda oluşan göçme modlarının duvarın üzerinde bulunan düşey yük mertebesi ile doğrudan ilişkisi olduğu gözlemlenmiştir. Şekil 1.4’de de görüldüğü gibi düşük mertebede aksel kuvvet etkileyen duvarlarda göçme durumu, duvardaki dönme ve yatay derzler boyunca kayma ile oluşurken, yüksek mertebede aksel kuvvet etkileyen duvarlarda göçme durumu, yığma elemanlarda çatlama ile başlamıştır. Ayrıca deney sırasında duvarda oluşan tepki ile sayısal modelden elde edilen sonucun yakınsadığı görülmüştür. Bu da sayısal model ile göçme yükünün tahmini ve elemanların şekil değiştirme gelişiminin belirlenmesinin deney sonuçları ile örtüştüğünü göstermektedir.



Şekil 1.4 : Düşük aksel kuvvet etkisi altındaki duvarlardaki göçme modları (sol) ve düşük aksel kuvvet etkisi altındaki duvarlardaki göçme modları (sağ) (Lourenço vd., 2000)



Şekil 1.5 : Duvarların deneysel ve matematiksel model kullanılarak elde edilen yatay yük-yerdeğiştirme grafikleri

Literatürde yığma taş duvarlar ile ilgili yapılan çalışmalardan bir diğeri de Dr. Cem Demir'in, çok tabakalı taş yığma duvarların düzlem içi doğrultuda etkiyen tekrarlı yük etkileri altındaki davranışını deneysel ve teorik olarak incelediği tezidir (Demir, 2012).

Deney kapsamında tarihi taş duvarlarda kullanılan malzeme bileşenlerinin temel mekanik özelliklerinin incelenmesi de amaçlanmıştır. Çok sayıda taş, harç, taş ve moloz yığma, tarihi kenet ve yeni üretim çelik sac numunesi üzerinde deneyler yapılmıştır. Söz konusu malzemelerin basınç ve çekme dayanımı, elastisite modülü, sürtünme katsayısı, gerilme-şekil değiştirme ilişkisi gibi temel mekanik özellikleri de bu malzeme deneyleri sonucunda elde edilmiştir (Demir, 2012).

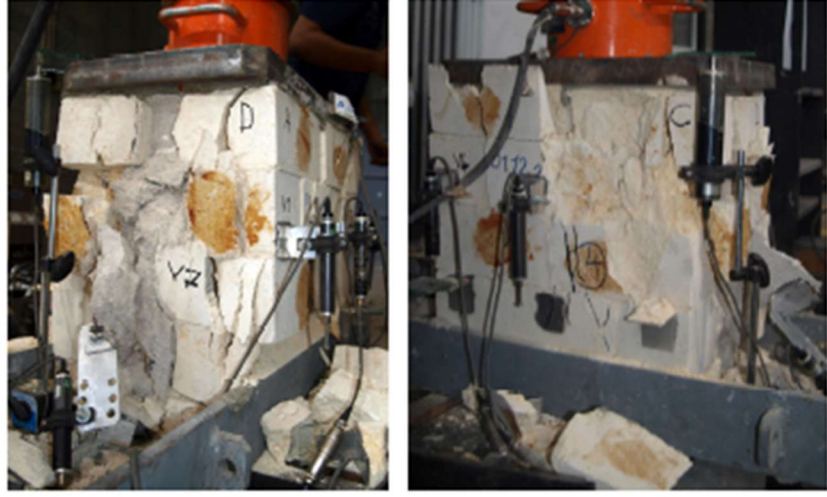
Ayrıca, tek ve çok tabakalı yığma duvar numuneleri üzerinde yapılan eksenel basınç deneyleri ile elde edilen sonuçlar da bu çalışmada yer almaktadır. Buna göre, kireç taşı malzemenin ortalama basınç dayanımı 18.0 MPa olarak elde edilmiştir. Bununla birlikte, taş birimlerin bir araya getirilmesi ile oluşturulan taş yığma duvar parçasının basınç dayanımı bu değerin yaklaşık yarısı olarak elde edilmiştir. Moloz çekirdek tabakasını da içeren çok tabakalı duvar parçalarının basınç dayanımı ise taş blokların yaklaşık %20'si mertebesindedir. Özellikle taş birim basınç deneylerinden elde edilen mekanik özelliklerde gözlenen dağılımın büyüklüğü dikkat çekici boyutlardadır. Taş birimler arasındaki kuru derzlerin kayma davranışı başlangıç kayma deneyleri ile incelenmiştir. Bu deneyler esnasında, kuru derzlerdeki taş yüzeylerin pürüzlülüğünün sürtünme katsayısı üzerindeki etkisi de ele alınmıştır. Sürtünme katsayısı, makine ile kesilen taşların yüzeyleri için 0.76, pürüzlendirme yapılmış olanlar için ise 0.74 olarak elde edilmiştir (Demir, 2012). İlerleyen bölümlerde de görüleceği gibi, bu tez kapsamında bu değerlerden faydalanılmıştır.

Duvar numunelerinin taş bloklarını birbirine bağlayacak olan donatıların (kenet ve zıvanaların) mekanik özelliklerini belirlemek ve uygun bir malzeme seçebilmek amacıyla Edirne II. Bayezid Cami restorasyon sahasından temin edilmiş iki adet orijinal kenet üzerinde deneyler yapılmıştır. Yüzey sertliği ölçümlerinden elde edilen değerler ve literatürde bulunan ampirik ifadeler kullanılarak elde edilen çekme dayanımları ise 300-350 MPa civarlarındadır.



Şekil 2.1 : Şekil. Çok tabakalı duvarın yapım aşamaları (Demir, 2012)

Söz konusu deneysel çalışma, yer değiştirme kontrollü olarak etkitilen tekrarlı kesme kuvvetlerine maruz bırakılmış 1/3 ölçekli (1.20x1.20x0.30 m boyutlarında) sekiz adet duvar numunesinden meydana gelmektedir. Bu numunelerin iki adedi moloz dolgu içermeyip yalnızca iki dış tabakadan oluşmaktadır (1.20x1.20x0.20 m boyutlarında). Yatay doğrultudaki yer değiştirme çevrimlerinin etkitilmesi esnasında duvar üzerine etkiyen eksenel yük sabit tutulmuştur (0.25, 0.50, 0.75 ve 1.00 MPa gerilme düzeyleri). Gerçekleştirilen deneysel çalışma ile incelenen çok tabakalı taş duvarların göçme modu, yatay yük kapasitesi, süneklik ve enerji yutma özellikleri konularında bilgiler elde edilmiştir. Duvarların davranışında temel olarak kesme etkileri egemen olmuş ancak eksenel gerilme düzeyine bağlı olarak eğilme etkileri de kısmen ortaya çıkmıştır. Hasar gelişimi taşlarda ve komşu tabakaların ara yüzlerinde oluşan düşey kılcal çatlaklar ile başlamıştır. Yatay yer değiştirmelerin artmasıyla birlikte çapraz doğrultularda oluşan çatlaklar belirginleşmiştir. Bu çatlakların ileri düzeyde genişlemesi ve bazı noktalarda kenet ankrajlarının devre dışı kalması sonucunda, duvarlar, alt köşe bölgeleri etrafında devrilme davranışı sergilemeye başlamıştır. Kenetlerin kullanılması çatlak dağılımını etkilemekle birlikte, kullanılan Küfeki taşının çekme dayanımının sınırlı olması nedeniyle taşlar çatlamış ve kenetlerin etkinlikleri sınırlanmıştır. Zıvanaların kullanılması hasarın oluşum şeklini pek etkilememekle birlikte dayanım ve yer değiştirme yeteneğini belirgin şekilde iyileştirmiştir.. Elde edilen çevrim eğrileri incelendiğinde numunelerin doğrusal elastik sınırın oldukça ötesine geçtikleri ve her bir yük çevriminde önemli miktarda kalıcı deformasyona uğradıkları tespit edilmiştir (Demir, 2012).

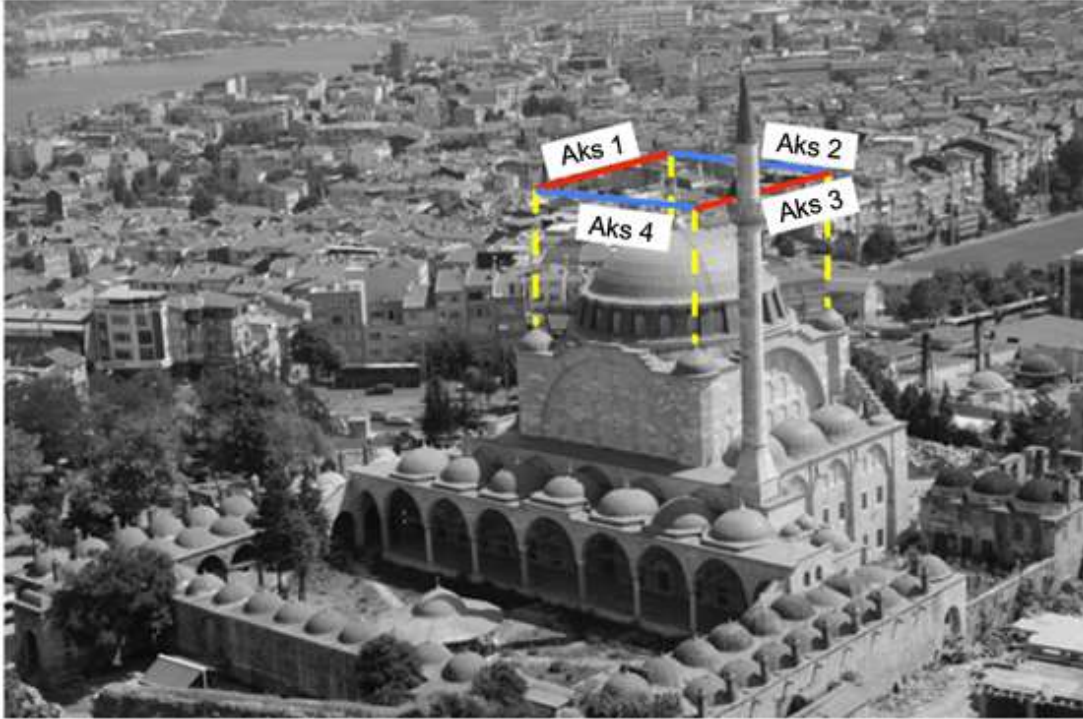


Şekil 2.2 : Şekil. Çok tabakalı duvarda basınç testleri sonucunda gözlenen tipik hasarlar (Demir, 2012)

2. ANALİZLERDE KULLANILAN DENEYSEL ÇALIŞMA

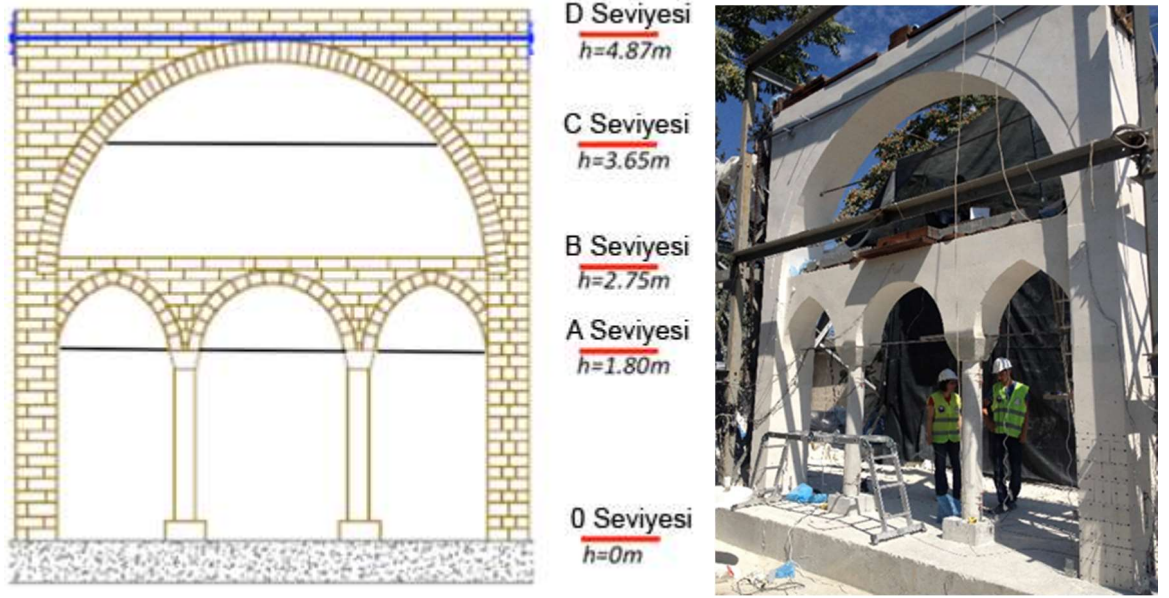
Test edilen çerçeve 16. Yüzyılda Mimar Sinan tarafından tasarlanmış EdirnekapıMihrimah Sultan Camii'nden alınmıştır. Örnek çerçeve, 0.6x5x5m (WxLxH) boyutlarında, 1/5 ölçekli olarak inşa edilmiştir. Çerçevenin tüm kemerleri ve ana sütunları taştan yapılmıştır. Bu taşlar geleneksel inşaat yönetimi ile düşeyde(zıvana) ve yatayda(kenet) metal bağlayıcılar ve eritilmiş kurşunla birbirlerine bağlanmıştır. Gerçek yapıda bulunan iki mermer sütun, deney çerçevesi için iki ucu mafsallı betonarme kolon olarak imal edilmiştir. Bu çerçevelerin gerçek yapı üzerinde bulunduğu eksenler Şekil 2.1'de gösterilmiştir.

Gerçek yapıda 3 farklı seviyede metal gergi çubukları bulunmaktadır. Deney çerçevesinde de gergi çubuklarının yerleri ve yapıdaki düzeni gerçek yapıdan alınmıştır.Yapıdaki seviyeler deney çerçevesinde A, B ve C olarak Şekil 2.2'de görülebilir. B seviyesinde, ana sütunları birbirine bağlayan ϕ 30 çapında 2 adet gergi çubuğu bulunmaktadır.



Şekil 2.3 : Edirnekapı Mihrimah Sultan Camii Yapısı ve Taşıyıcı Çerçeveleri

Deney numunesinin öz ağırlığı 89.5 kN'dir. İlave olarak üst ve orta kemer boyunca Şekil 2.2'de görüleceği üzere 40 kN yük yerleştirilmiştir. Ana iskeletlerin tabanındaki düşey gerilme 0.25 MPa seviyesinde hesaplanmıştır. Hesaplanan düşey gerilme seviyeleri numunede kontrol edilerek gerçek yapı ile karşılaştırılmıştır.



Şekil 2.4 : Ölçeklendirilmiş Test modeli

2.1 Test Düzenegi

Deney İstanbul Teknik Üniversitesi bünyesinde, uygun bir alanda açık havada gerçekleştirilmiş ve 4 ayda tamamlanmıştır. Deney düzenegi ve çelik reaksiyon çerçevesi 40 cm derinliğinde 22x6m'lik alanı kapsayan radye temel üzerindedir. Yük, temel üstünden 4.87m yükseklikte, D seviyesinde bir hidrolik aktüatör kullanılarak uygulanmıştır. Şekil 2.2 ve şekil 2.3'te test düzenegi ve test modeli görülmektedir.

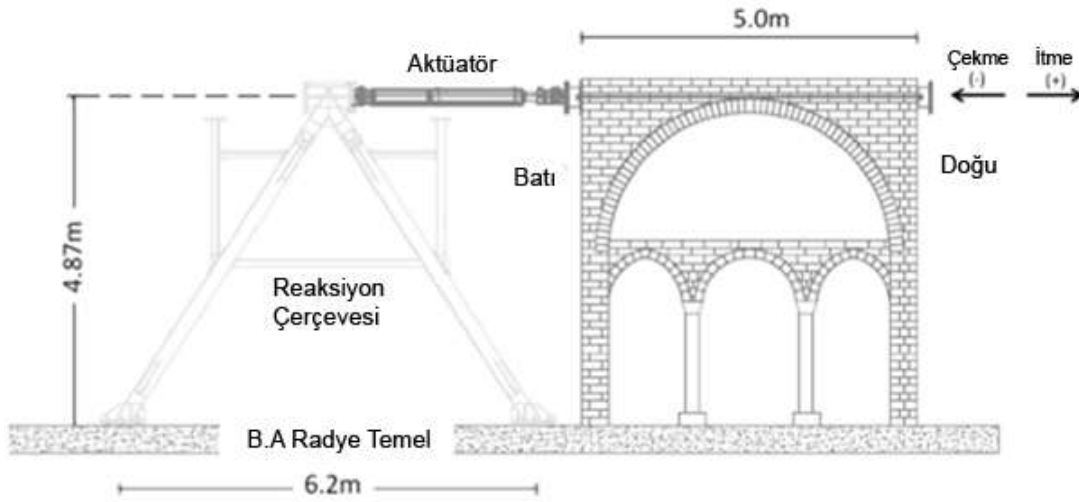
Aktüatör ve yapı arasına 35x60 cm boyutlarında, 12 mm kalınlığında kauçuk katman yerleştirilmiştir. Bu kauçuk eleman sayesinde düzgün yük dağılımı sağlanmış, yükün tek bir taşa etki ederek yanıltıcı sonuçlar doğurması engellenmiştir.

Test, yer değiştirme sensörleri için 8Hz, ivmeölçerler için 200Hz örnekleme oranı ile izlendi. Ölçümler 93 kanaldan toplandı. Bunlar;

- 3 eksenli 6 ivmeölçer
- Ana kemer için 5 adet yer değiştirme sensörü
- Çerçevenin düzlemsel yer değiştirmesi için 3 yer değiştirme sensörü

- Kolon tabanı ve kemer desteklerindeki kaymayı ölçmek için 12 adet yer değiştirme sensörü
- Taşıyıcı ayakların taban dönmelerini ölçmek için 8 adet yer değiştirme sensörü
- Düzlem dışı yer değiştirmeler için 2 adet sensor
- Ana kemerdeki kilit taşının deformasyonlarını ölçmek için 1 adet yer değiştirme sensörü
- Gergi çubukları üzerinde 44 adet birim şekil değiştirme ölçer

Bu ölçerlere ilave olarak, taşıyıcı ayaklardan birinin tabanında 60x100cm'lik bir alanda, birim şekil değiştirmeleri gözlemlemek için optik ölçüm sistemi kullanılmıştır. Test öncesinde ve test sonrası aktüatör numuneden tamamen ayrıldığında ortam titreşimleri numuneden toplanmıştır.

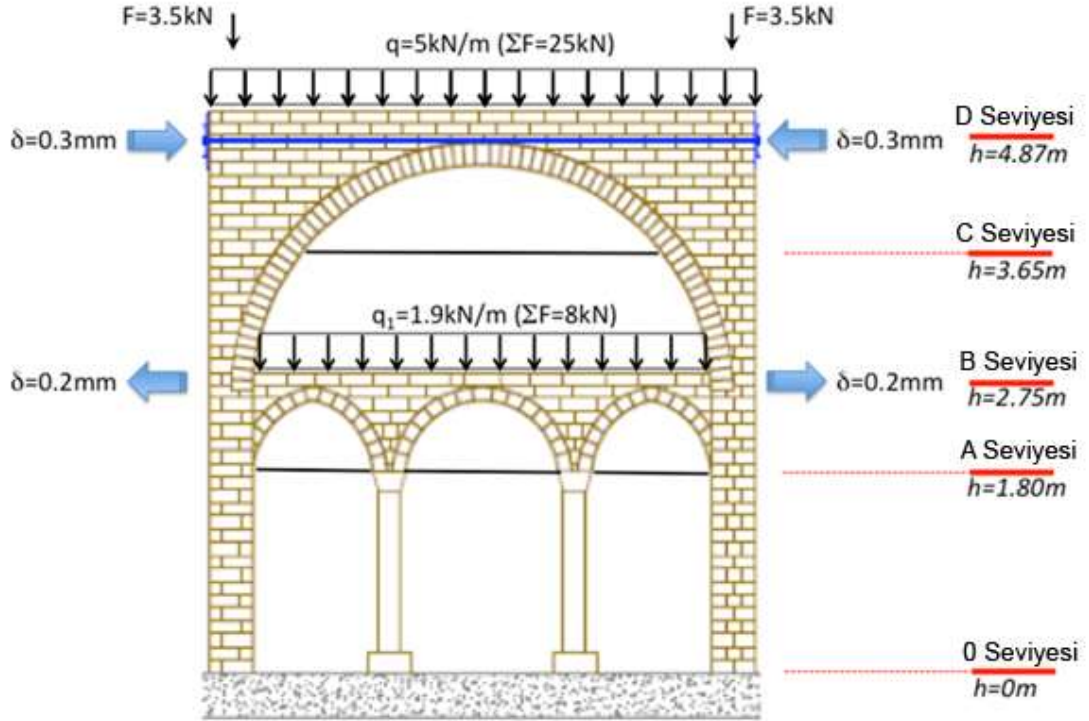


Şekil 2.5 : Test düzeneği

2.2 Düşey Yüklere Tepki

Gerçek yapıda var olan, ancak numunenin üretiminde inşa edilmemiş olan eleman ağırlıklarını doğru bir şekilde temsil etmek için, yapıya 40kN ilave ağırlık (toplam numunenin ağırlığının% 31'i) yüklenmiştir. İlave yük olarak alınan bu elemanlar kubbe, pendentif, küçük kemerler üzerine oturan küçük kubbeler ve pencere bölme duvarlarıdır. Yükle üst ve orta kemerin üzerinde, hurda çeliklerle simetrik olarak uygulanmıştır.

Yapı, düşey yükleme esnası da izlenmiştir. Düzlem içi deformasyonlar B seviyesinde 0,2 mm dışa doğru iken D seviyesinde ise 0,3mm içe doğru yer değiştirme olarak ölçülmüştür. Şekil 2.4'te ölçülen yer değiştirmeler görülmektedir.



Şekil 2.6 : İlave düşey yükler ve o yüklerden dolayı oluşan yer değiştirmeler

Yukarıda bahsedildiği gibi, ana sütunları birbirine bağlayan B Seviyesinde iki gergi çubuğu vardır. Bu gergi çubukları, A seviyesindeki küçük kemerlerin üzerine inşa edilmiş tek sıralı taş dolgu malzemesine gömülmüştür. Bu gergi çubuklarının ortasına yerleştirilen şekil değiştirme ölçerler ortalama %0.0055 çekme deformasyonu ölçmüş ve bu değer 4.8 metrelik açıklık için 0.26mm uzamaya neden olmuştur. A seviyesinde toplam açılma 0.4 mm olarak ölçülmüştür, bu nedenle kalan 0.14 mm, ölü yükler altında gergi çubuklarının kayması olarak kabul edilebilir.

Bununla birlikte, taşların yer değiştirmesi veya gergi çubuğu boyunca homojen olmayan şekil değiştirme dağılımı gibi, hatalara neden olabilecek ölçülmemiş faktörler de bulunduğunu unutulmamalıdır.

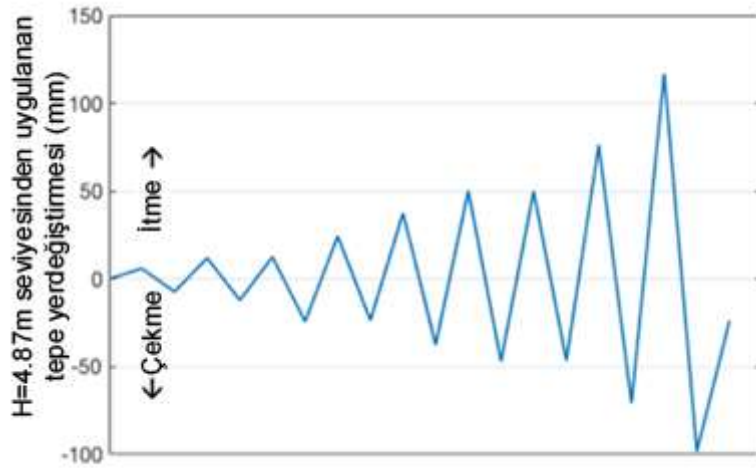
2.3 Yatay Yük Döngülerine Tepki

Yanal yük testi numune tabanından 4.87m yükseklikte, D seviyesinde yer değiştirme uygulanarak yapılmıştır.

Ana kemerde erken deformasyona neden olduğu için, yük 4.05m yükseklikte tam olarak uygulanamamıştır. Bu nedenle ana kemerin üzerinde gerilmeleri yapıya düzgün dağıtabilecek 4.87m yükseklikte elverişli bir yer seçilmiştir.

2.4 Yük- Deformasyon Tepkisi

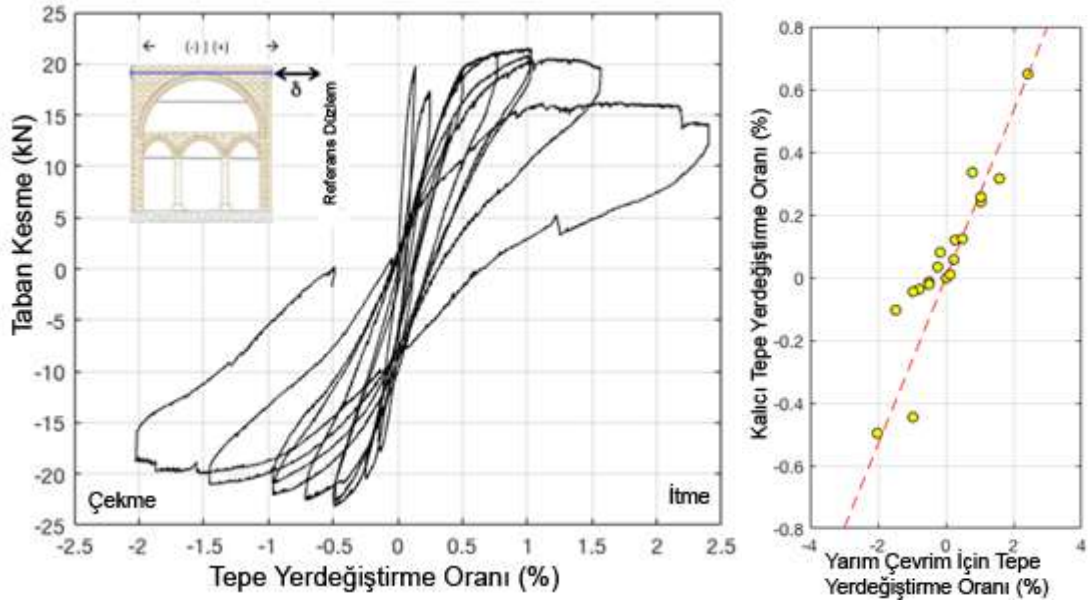
Testler 5 mm'lik çevrimler ile başlamış ve son devir sayısına 119 mm'lik genlik ile devam etmiştir ve bu da yapıda% 2.4'lük bir tepe ötelenmesi meydana getirmiştir.



Şekil 2.7 : Numuneye 4.87 m yükseklikte uygulanan yer değiştirme grafiği

Dayanım kaybı ilk çevrimden sonra başlamış ve yapı,% 1.0'lik tepe ötelenmesi ile en üst seviyeye ulaşmıştır. Bundan sonraki ardışık 2 çevrim şekil 2.6'dan da görüleceği gibi toplamda yaklaşık% 30'luk bir kayba neden olmuştur.

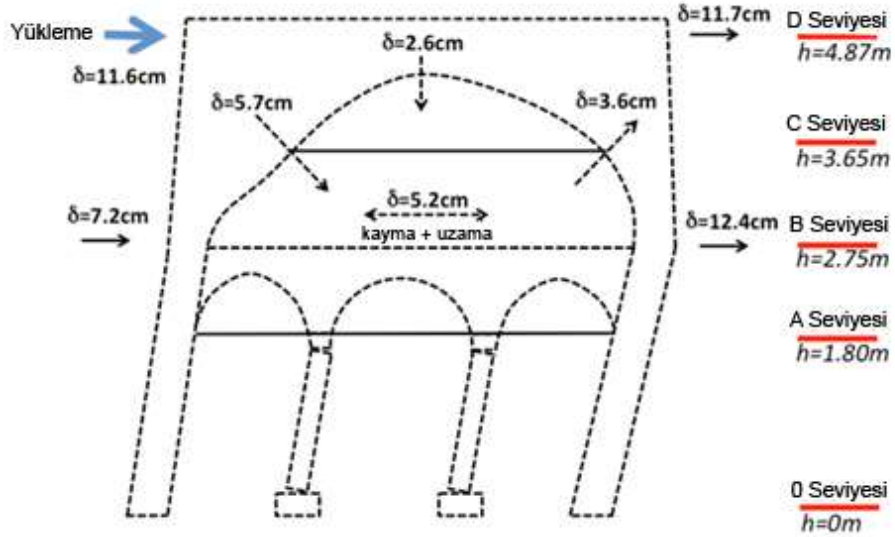
Yapının kapasitesi, 22kN, toplam ağırlığına (129.5kN) bölündüğünde, 0.17'lik bir yanal yük katsayısı elde edilir. Bu katsayı, yapının sınırlı sünekliğe sahip heybetli bir yapı olduğu göz önüne alındığında, oldukça yüksektir.



Şekil 2.8 : Taban kayma kuvveti-D seviyesi ötelenme oranı ilişkisi (solda) ve her yarım döngünün sonunda oluşan kalıcı tepe ötelenmesi (sağda)

Yapıda bulunan yer değiştirme sensörlerinden gelen deformasyon ölçümleri birleştirilerek elde edilen en tepe ötelenme oranı için deforme olmuş şekil çizimi şekil 2.7’de yapılmıştır. Deforme şekil üzerinde görüldüğü gibi, 2.75m yüksekliğindeki B seviyesi, 2 katlı bir yapıda bulunan yumuşak kat düzensizliğine benzer, farklı bir yanal yer değiştirme profile sergilemektedir. Taban kesmesi, 2.75m yüksekliğindeki sensörlerden alınan yer değiştirmelere karşı çizildiğinde durum daha net görülmektedir (Şekil 11).

Pozitif yöndeki ilk çevrimden başlayarak, kalıcı hasar B seviyesinde pozitif yönde oluşmaya başlamıştır. Betonarme kolonların iki ucu da mafsallı olduğundan, B seviyesi altındaki yapının yanal dayanıma katkısının önemsiz olduğu da unutulmamalıdır. B seviyesinin altındaki ve üstündeki tepkiler arasındaki fark, üç küçük kemerin çerçeveyi bu seviyede sertleştiren derin bir kiriş olarak hareket etmesi ile açıklanabilir.



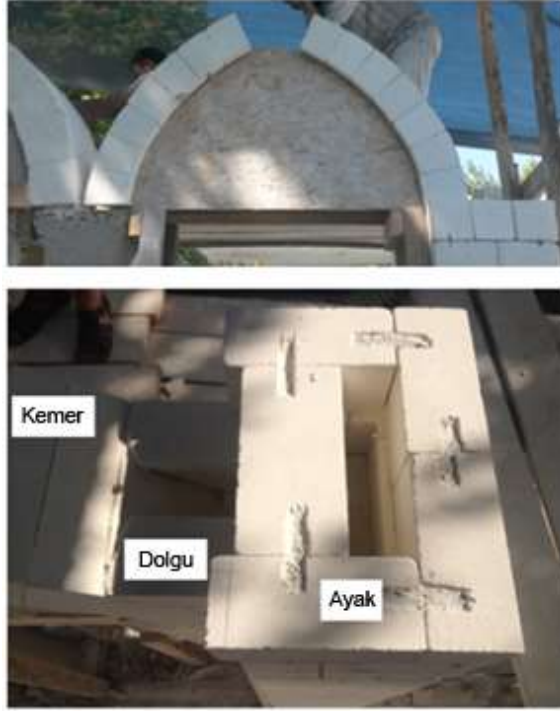
Şekil 2.9 : En yüksek ötelenemede(%2.4) deforme olmuş şekil

2.5 Küçük Kemerler Arası Hasar

Yapının B seviyesinde oluşan davranışı daha iyi anlamak için, küçük kemerler etrafındaki hasarın gelişimi ve ana ayaklara olan bağlantıları ayrıntılı olarak incelenmiştir.

Hasar gelişiminden önce, Şekil 2.8'de küçük kemerlerin yapımı ile ilgili detaylar sunulmuştur. Küçük kemerin başlangıç taşının ana ayağa tamamen gömülü olduğu ve birlikte hareket ettikleri görülmektedir. Kemer taşlarının üstünde iki kat taştan oluşan dolgu malzemesi bulunur ve harç doldurulur. Bu yapı dolgu malzemesini ana ayaktan bağımsız kılar, kemerler ayaklara fiziksel olarak bağlanır.

Bu inşaat sırası, esas yapıda da bu şekilde ilerler.



Şekil 2.10 : Küçük kemerlerin iskelelere bağlanması ve doldurulması

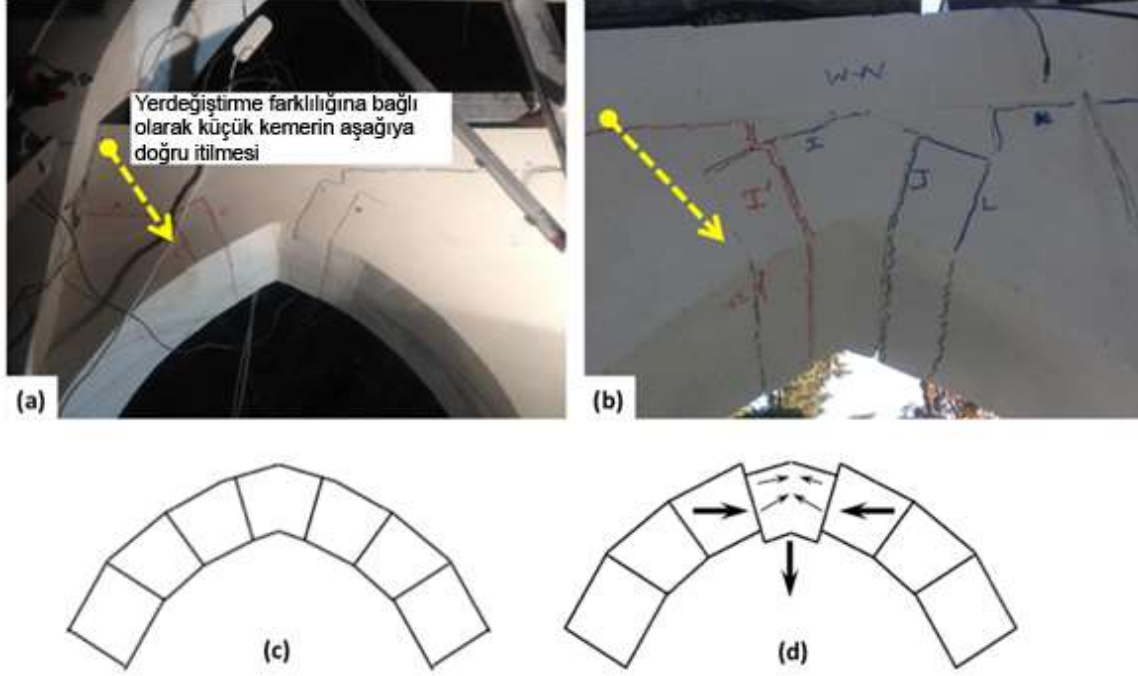
Yukarıda açıklanan bu inşaat sırasının bir sonucu olarak ve aynı zamanda küçük kemerlerde bulunan gergi çubuklarının yardımı ile küçük kemerler ayaklarla uyum içinde hareket ederken, dolgu malzemesi deformasyon uyumsuzluğuna neden olur.

Bunun sonucunda dolgu başlangıç çevrimlerinde ayrılmaya başlamış ve hasar oluşmuştur. Bu uyumsuzluk ayrıca, ayaklara değen dolgu maddesinin, Şekil 2.9'da gösterildiği gibi küçük kemerin ortasına doğru itilmesine neden olmuştur. İlk döngüden itibaren bu, ayaklara tutturulan dolgu malzemesinin etrafında yer değiştirmelerin birikmesine neden olmuştur. Kalıcı yer değiştirmeler her çevrimde artmış ve Şekil 2.10'da gösterildiği gibi ayaklara bağlı iki küçük kemer çevresinde hasara neden olmuştur. Bu etki, Şekil 2.11'deki taban kesme-ötelenme ve kalıcı ötelenme grafiklerinde açıkça görülebilir. Ayrıca test sırasında küçük orta kemerin açıklık boyu izlenmiş ve tüm test süresince açıklık boyundaki değişikliğin sadece 0.25 mm kısalma ve 0.65 mm uzama arasında değiştiği gözlenmiştir.

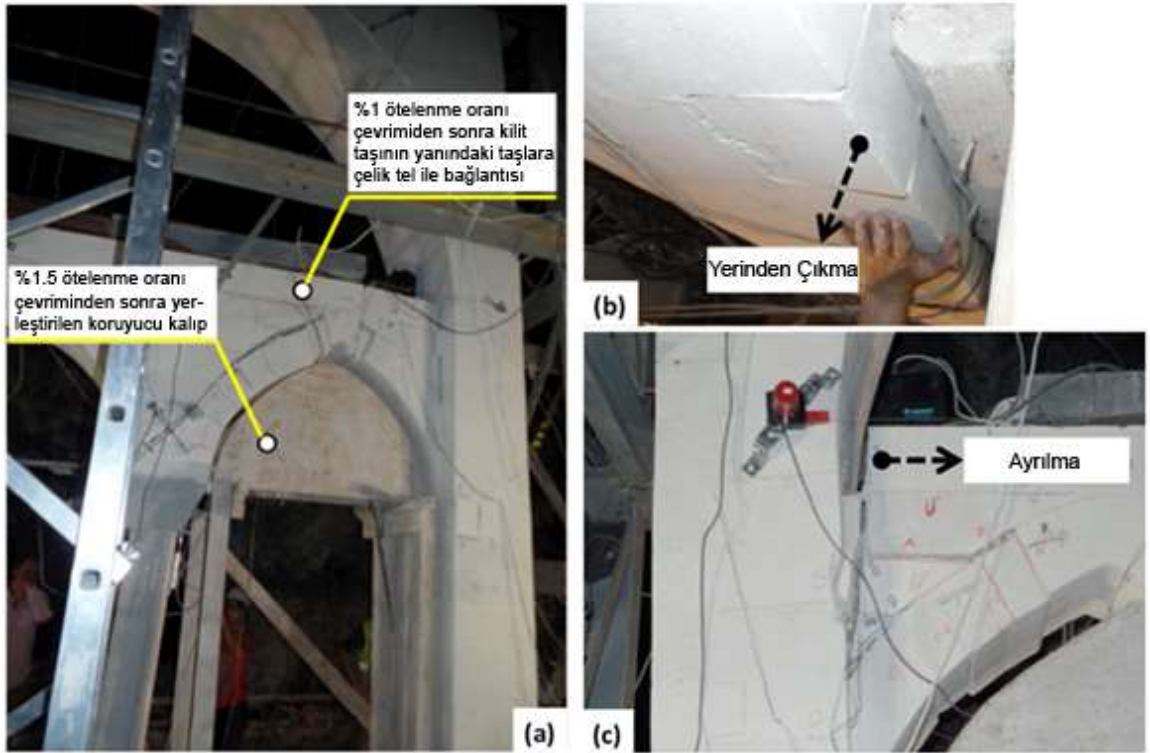
Bu durum, her çevrimin sonunda gözlemlenen hasarla birlikte orta kemerin bozulmadan kaldığını, yalnızca uçlardaki küçük kemerlerin yer değiştirme uyumsuzluğundan etkilendiğini göstermektedir.

Testler sırasında, %1'lik tepe ötelenmesine ulaşıldıktan sonra, küçük kemerlerin kilit taşları koruyucu bir telle bağlanmıştır. Bu koruma test sonunda kaldırıldığında

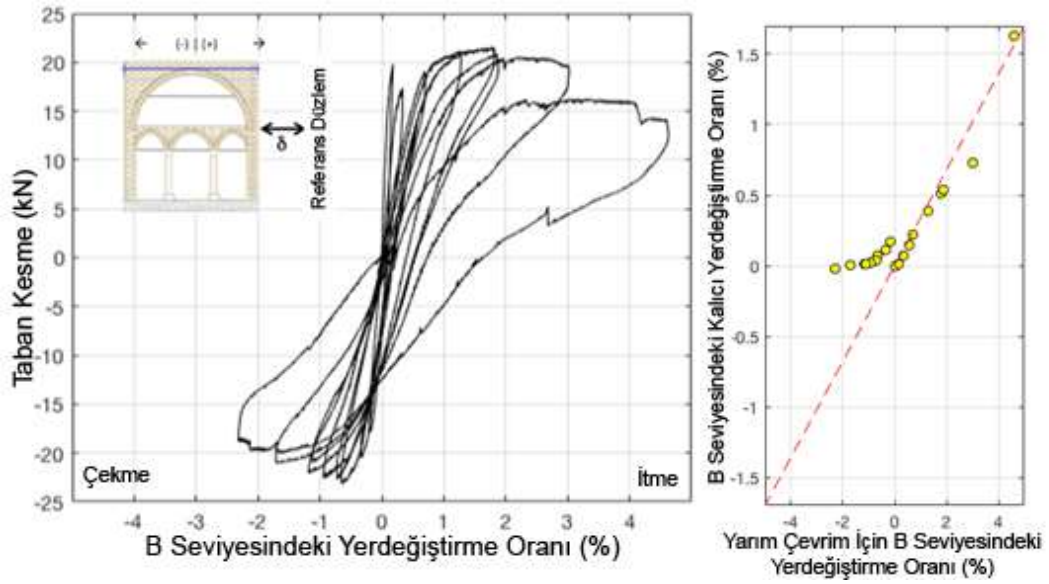
taşların hala yerlerinde olduğu görülmüştür. Bunun nedeni, altı üstünden daha dar olan kilit taşının her aşağı doğru hareketinde diğer taşlarla kenetlenmesidir. Bahsedilen bu mekanizma Şekil 2.9’da görülmektedir.



Şekil 2.11 : (a, b) Ana ayak ile dolgunun zayıf birleşimi ile oluşan davranış uyuşmazlığına bağlı olarak % 0.5 tepe yer değiştirmesine kenar kemerlerde oluşan hasarlar (c) kilit taşı harekete geçmeden önce küçük kemer, (d) harekete geçtikten sonra kilit taşında oluşan kenetlenme gerilmeleri



Şekil 2.12 : (a) Testin sonunda küçük kemer, (b) küçük kemerin desteği olan bir taşın yerinden çıkması ve (c) küçük kemer dolgusunun ana ayaktan ayrılması



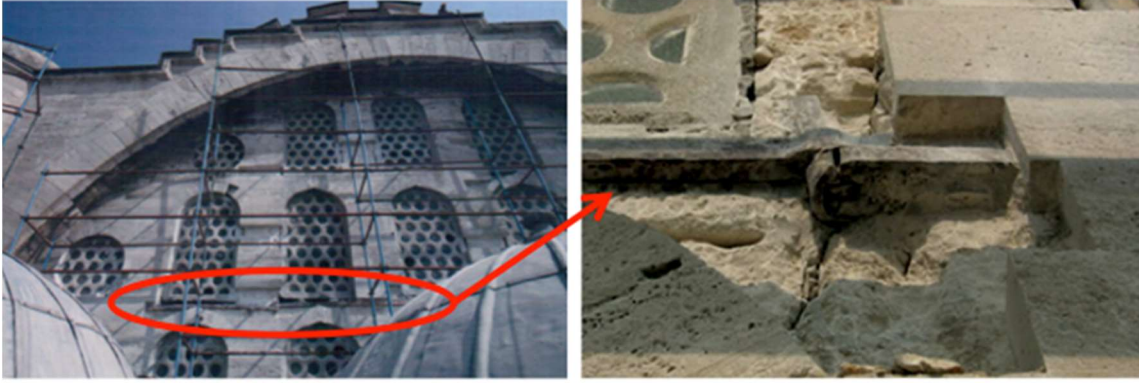
Şekil 2.13 : 2.75m yüksekliğindeki B seviyesinde ötelenme oranına karşı taban kesme (solda), her yarım döngüden sonra B seviyesinde oluşan kalıcı ötelenmeler (sağda)

2.6 Ana Kemerin Davranışı

Gerçek yapıda kubbeyi destekleyen 4 ana kemer vardır. Bu ana kemerler kuru birleşimli, şekillendirilmiş ve tam olarak konumlarına yerleştirilmiş taşlardan yapılmıştır. Test örneğinde ise ana kemer, taş yüzeyine dik olan metal bağlantılarla (zıvana) birbirine bağlı taş parçalarından oluşmaktadır.

Ana kemer esas yapıda 10x15 cm kesitinde 2 adet gergi çubuğu ile uçtan uca bağlanmıştır. Yapılan restorasyon çalışmaları, ana kemerlerin orta yüksekliğinde yaklaşık 3 parçadan oluşan ek bir gergi çubuğu bulunduğunu ortaya koymuştur.

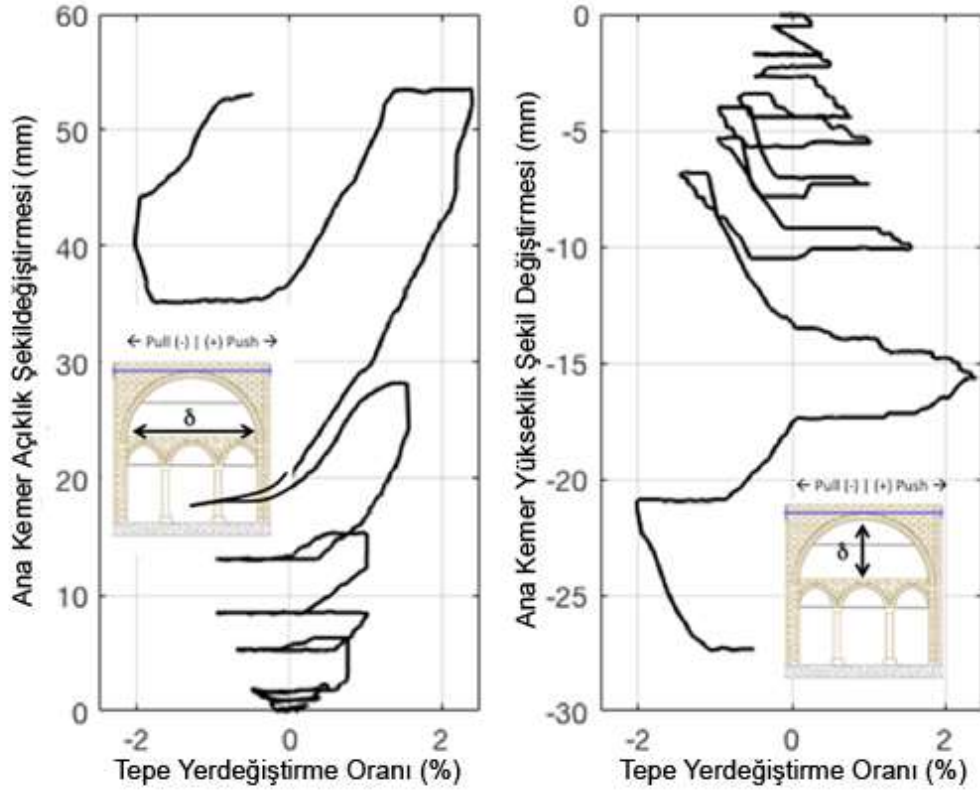
Bu gergi çubuğu, pencereleri oluşturan taş duvara gömülü olduğu için görünmemektedir. Örnek yapıda kullanılan tüm gergi çubuklarında S420 kalitesinde, Ø30 çapında modern yapı çeliği kullanılmıştır. Bu gergi çubukları da ana ayaklara veya kemer içlerine gömülüdür ve gömülü olduğu delikler erimiş kurşunla kaplıdır.



Şekil 2.14 : Caminin ana kemerinde görülen orta yükseklikteki bağ çubuğu (Tanyeli, 2009)

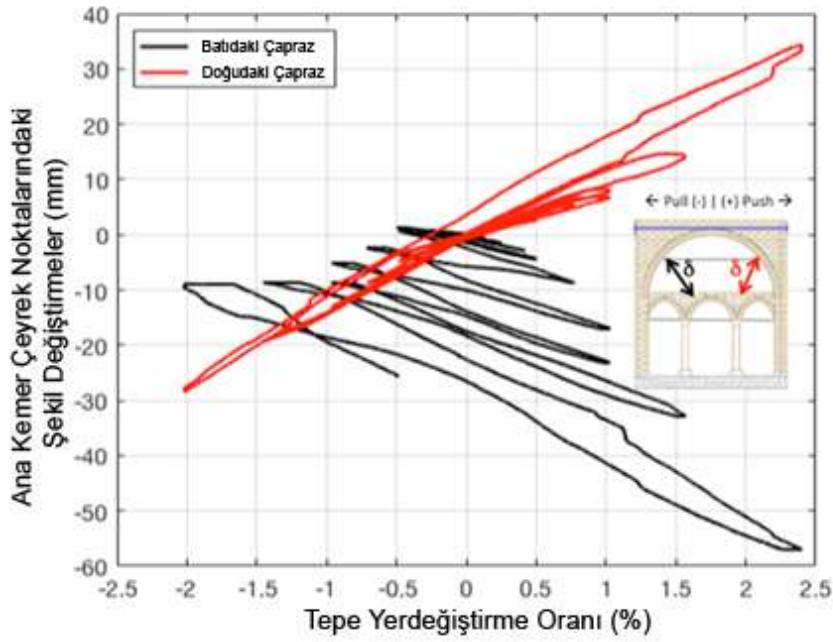
Ana kemer deformasyonları 4 farklı yer değiştirme sensörü kullanılarak gözlenmiştir. 2 tel sensör açıklık ve kemer yüksekliği boyunca oluşacak eğilmeleri ölçmek için kullanılmıştır. Kemerin ana hattına göre oluşacak çapraz yer değiştirmeleri ölçmek için ise 2 adet LVDT yerleştirilmiştir.

Şekil 2.13, tepe ötelenme oranına göre kemerin yüksekliğindeki değişimi göstermektedir. Her yatay çevrimin, yükseklik boyunca kısalmaya neden olarak, kemerin tabana yaklaşmasına yol açtığı görülebilir. Yükseklikteki deformasyon 28 mm'ye ulaşmıştır ve bu artış net uzunluğun % 1.3'üdür. Şekil 2.13'te gösterildiği gibi, ana kemer açıklığındaki kalıcı deformasyon 53 mm olarak ölçülmüştür ve bu da net açıklık uzunluğunun % 1.3'üdür.



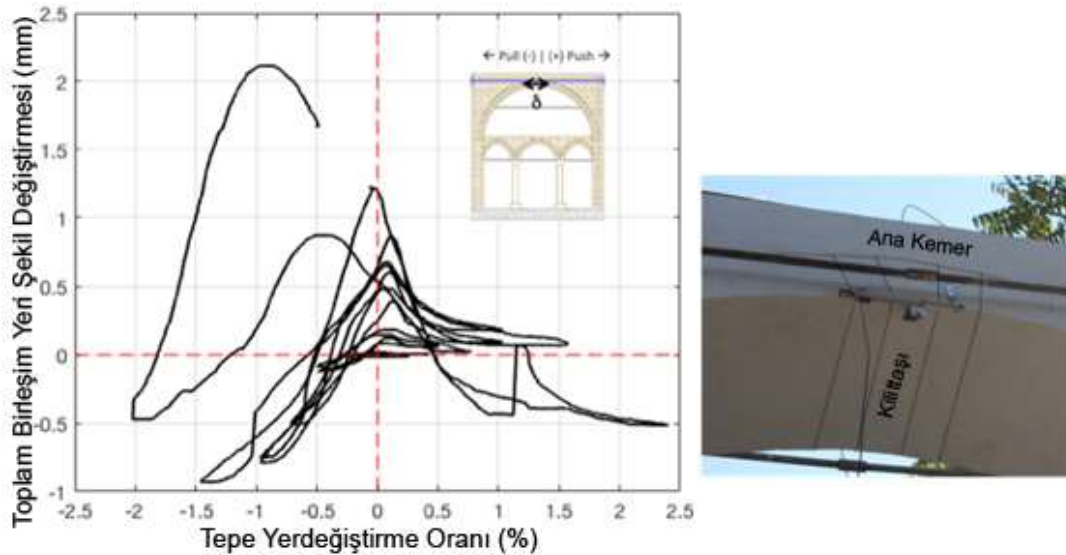
Şekil 2.15 : Ana kemerin açıklığındaki deformasyonlar (solda) ve kemerin yüksekliği boyunca dikey deformasyonlar (sağda)

Ana kemerin çeyrek uzunluktaki çapraz deformasyonları Şekil 2.14'de gösterildiği gibi ölçülmüştür. Şekil 2.7'de verilen deforme olmuş şekle göre, kemerin batı çeyreği deformasyona uğramış ve doğu çeyreğine kıyasla daha fazla kalıcı deformasyon sergilemiştir. Doğu çeyreği, testin sonunda 2 mm kalıcı deformasyonla kalırken, aynı deformasyon batı çeyreğinde 27 mm'dir.



Şekil 2.16 : Kemer tabanına göre kemer çeyreklerinin çapraz deformasyonu

Ana kemerin kilit taşı da test boyunca izlenmiştir. Şekil 2.15’te görüldüğü üzere, yer değiştirme sensörleri kilit taşının birleşme yerlerini her iki taraftan da örtecek şekilde yerleştirilmiştir. Bu sayede ölçülen deformasyonlar, derzlerdeki toplam deformasyona karşılık gelir. Açıklık ve yükseklik boyunca oluşan kalıcı kısalma, kilit taşı derzlerinde yaklaşık 1.7mm’lik kalıcı açılmaya neden olmuştur.



Şekil 2.17 : Kilit taşı derzlerinde oluşan toplam deformasyon (solda), sensörlerin yerleşimi (sağda)

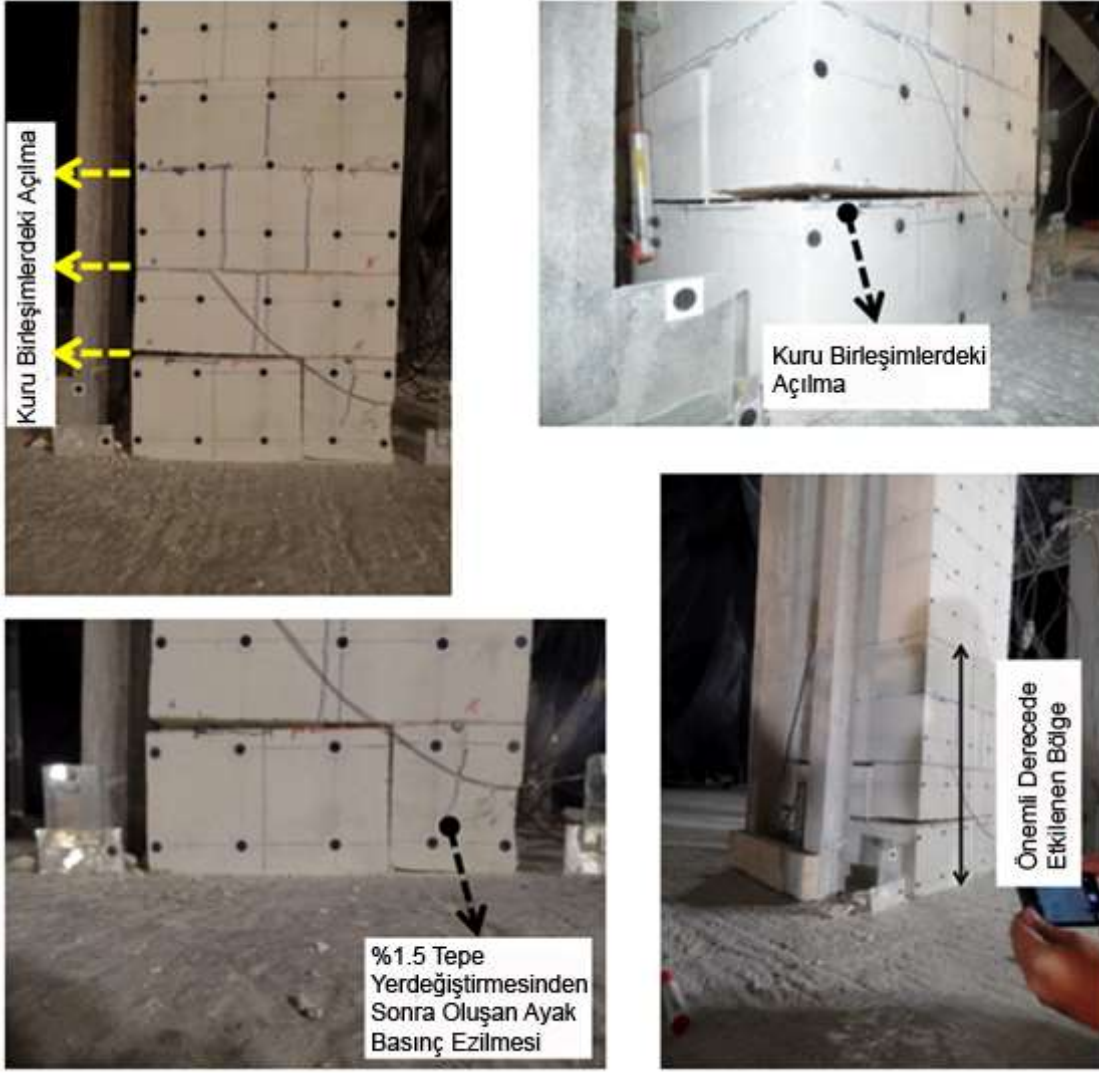
2.7 Taş Yığma Fil Ayaklarının Davranışı

Örnek yapıda bulunan iki ana ayak, çerçeveye yanal yük direnci sağlamaktadır. Ayakların kesit boyutları 0.6x0.4 m, boyları ise 5.2 m'dir. Yani eğilmeye tepki göstermesi beklenen zayıf elemanlardır. Geleneksel Osmanlı yapılarında, kesit üzerindeki normal gerilmeleri ve yanal yük direncini arttırmak için ana ayaklarda tartı kuleleri bulunur. Bu durum esas yapımız olan Edirnekapı Mihrimah Sultan Camii'nde de geçerlidir. Test çerçevesi üzerindeki 3.5kN'luk yük ile bu yöntem temsil edilmiştir (şekil 2.4).

Ayakların %70'inden fazlası taştan oluşmaktadır ve orta kısmı harç ile doludur. Harcın yatay yüklere tepkisi ise önemsiz bir seviyede gözükmemektedir. Harçla doldurulan kısmın, benzer tarihi yapılarda boş bırakıldığı da bilinmektedir.

Ayıklarda bulunan taşlar birbirleri ile yatayda U şeklinde 6cm uzunluğunda kenetlerle, düşeyde ise 5x5 mm enine kesit boyutlarına sahip, zıvana adı verilen prizmatik çubuklarla bağlanmıştır. Her iki yöndeki metal bağlayıcılar geleneksel inşaat yöntemindeki gibi, eritilmiş kuşun ile kaplanmıştır. Bu bağlantı yöntemi, düşey bağlayıcıların kayma kuvveti aşıldığında, taşların yalnızca düşey yönde hareket etmesine izin vererek yerlerinden çıkmalarını oldukça zorlaştırır. Bu sayede taşlar eksenlerini kaybetmeden birbirleri üzerinde kayabilirler.

Yapı %2.4 lük en yüksek tepe ötelenmesine ulaştığı sırada derzlerde oluşan açılma, Şekil 2.16'daki taban fotoğrafında görülmektedir. Açılmış derzin ve içindeki düşey bağlayıcının (zıvana) yakın plan görünümü Şekil 2.17'de görülmektedir. Aynı zamanda bu fotoğrafta, zıvananın taş üzerinde herhangi bir hasara veya çatlağa neden olmadan deliğe girip çıkabildiği görülebilir.

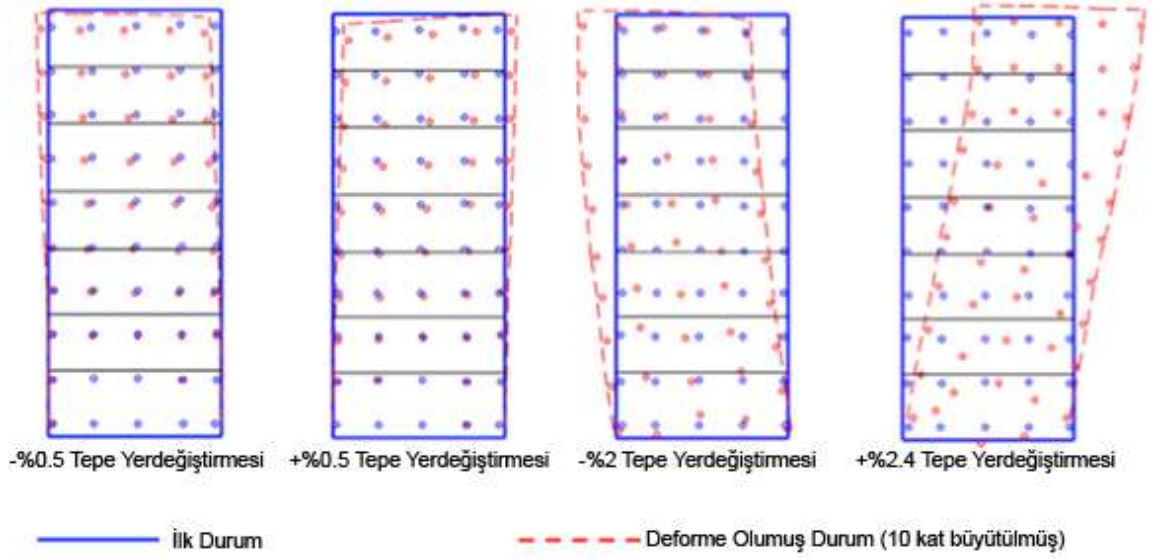


Şekil 2.18 : Ayak tabanındaki taşlarda oluşan hasarlar (mavi çizgiler: itme esnasında oluşan çatlaklar-sağda, kırmızı çizgiler: çekme sırasında oluşan çatlaklar-solda)



Şekil 2.19 : Ayak tabanındaki hasarın ve kurşun kaplama ile birlikte zivananın yakın görünüşü

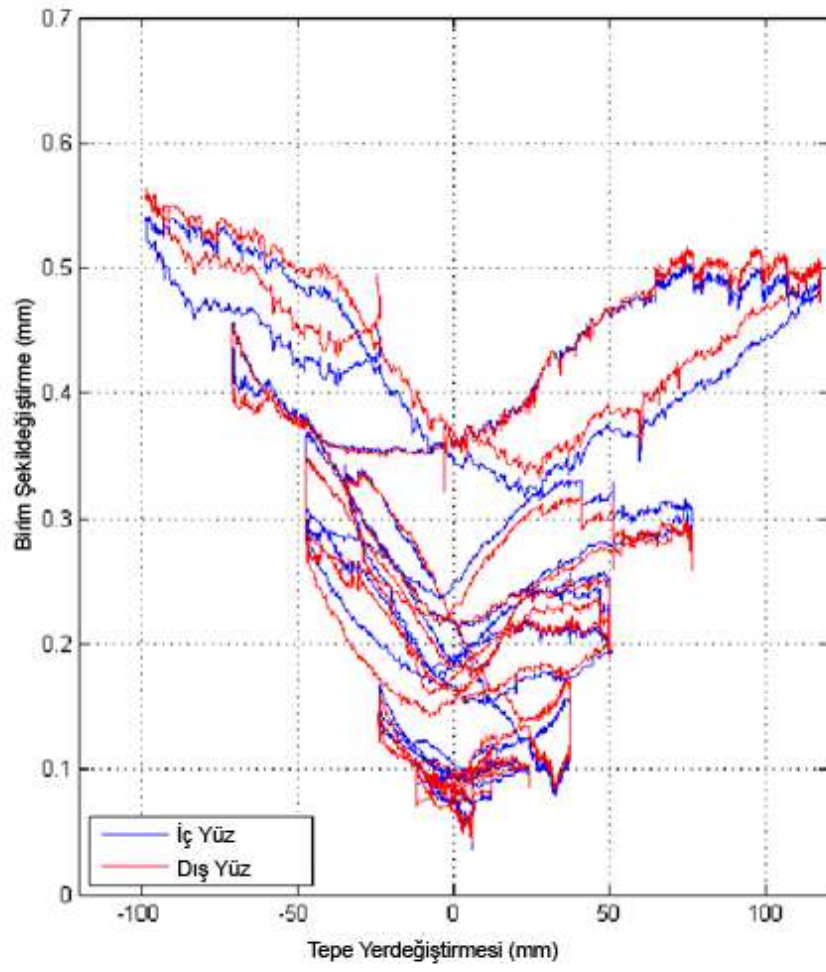
Doğu tarafındaki ayağın alttan 1 metresindeki ölçümler Şekil 2.18’de görülmektedir. Bu kısımlarda çift eğrili bir eğilme deformasyon profili gözlemlenebilir. Bu durum da, küçük kemerlerin derin bir kiriş etkisi yaratarak, A ve B seviyeleri arasında kalan ayakları etkilediği açıklaması ile uyusmaktadır. Bahsedilen bu tepki küçük ve büyük ötelenme oranlarında gözlemlenebilir. Ayrıca küçük kemerlerin yarattığı derin kiriş etkisinin ayakları sınırladığı ve genel tepkide oluşan yer değiştirmelerin daha küçük olmasına yol açtığı şeklinde de yorumlanabilir.



Şekil 2.20 : Doğu tarafındaki ayağın alttan 1 metrelik kısmında deforme olmuş şekiller

2.8 Gergi çubuklarının tepkisi

Gergi çubukları da testler boyunca izlenmiştir. Gerilmelerin izlenmesi için çubukların kenarlarına ve orta bölümlerine çeşitli gerinim ölçerler yerleştirilmiştir. Ana kemer tabanını birbirine bağlayan çift gergi çubukları beklenen verimin altında kalarak 3mm uzadığında (Şekil 2.19’de verilmiş olan %0.055 maksimum çekme şekil değiştirmesi), kemer tabanında 52 mm’lik kalıcı açılma olduğu gözlenmiştir. Diğer bir deyişle, ana gergi çubukları içi uçta toplam 49mm’lik kayma sergilemiştir.



Şekil 2.21 : Ana kemerin desteklerini birbirine bağlayan ana gergi çubuklarının iç ve dış yüzeyindeki şekil değiştirmeler

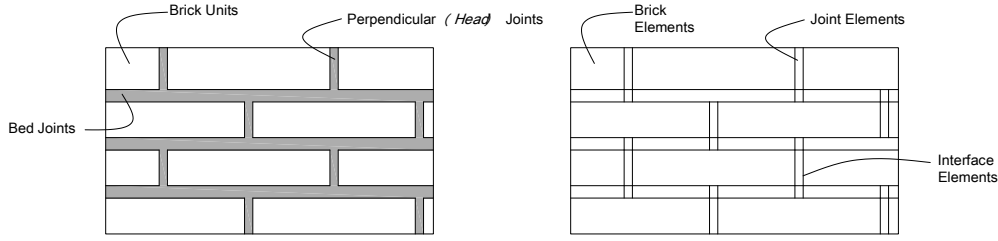
3. YIĞMA YAPININ DOĞRUSAL OLMAYAN DAVRANIŞININ MODELLENMESİ

Yığma yapıların doğrusal olmayan davranışını modellemede temel olarak üç yaklaşım vardır. En ayrıntılı ve sayısal olarak en zorlu yaklaşım, harç ve tuğla (veya taş) malzeme özelliklerinin ayrı ayrı modellendiği mikro modelleme yöntemidir. Mikro modellerde harç ve tuğla arasındaki arayüzeyi de hesaba katmak gerektiğinden, bunun yerine basitleştirilmiş mikro modelleme de kullanılabilir. Makro modelleme ise, harç ve tuğla birimlerine ait özelliklerin bir araya getirildiği birleşik elemanlara dayanır. Son yaklaşım, temsili basınç ve çekme çubukları ile oluşturulan çerçeve modellerdir. Bununla birlikte yığma elemanlarındaki sayısız değişim eşdeğer çubukmodellerin kullanımını oldukça basit fakat daha az doğru hale getirmektedir. Eşdeğer çubuközelliklerinin tanımlanması ve çubukların yerleşimi için çeşitli yaklaşımlar vardır (tekli, çiftli veya üçlü), ancak bunların çoğu kullanıcıya bağımlıdır.

3.1 Basitleştirilmiş Mikro Modeller

Dikey ve yatay harç derzlerindeki farklılıklar ve tuğla deliklerinin değişkenliği yığma duvarın anizotropik hale gelmesine neden olur. Bu problem Basitleştirilmiş Mikro modellerde, tuğla ve harç derzleri ayrı ayrı ele alındığında aşılabilir (Saliba, 1992; Frunzio, 1998). Ancak bu durumda, elastisite modülündeki farklılık nedeni ile harç hala basınç altında iken tuğlada çekme gerilmeleri oluşmaya başlaması gibi sayısal zorluklar yaşanır (Beranek, 1992).

Basitleştirilmiş mikro modellerin kullanıldığı durumlarda Şekil 3.1’de görülebileceği gibi tuğla ve harç derzleri sürekli elemanlar ile temsil edilirken tuğla-harç arayüzü süreksiz elemanlarla temsil edilmektedir. Harç ve tuğla arayüzü ise, potansiyel bir çatlak/kayma düzlemini temsil etmektedir.



Şekil 3.1 : Şekil 1. Mikro modelleme (solda) ve basitleştirilmiş mikro modelleme (sağda)

Kapsamlı bir araştırmanın ardından, mikro modelleme önemli küçük yapılar ve yapısal elemanlar için Lourenço ve diğerleri tarafından (1995) uygun bulunmuştur.

3.2 Kompozit Makro Modeller

Makro modeller, matematiksel modelde elemanların ve düğümlerin sayısının yüksek olması durumunda tercih edilebilir. Kompozit makro modelleri kullanmanın sayısal kolaylığına rağmen, çerçeveleri ve 3D yapıları analiz etmek için kullanmak oldukça zordur.

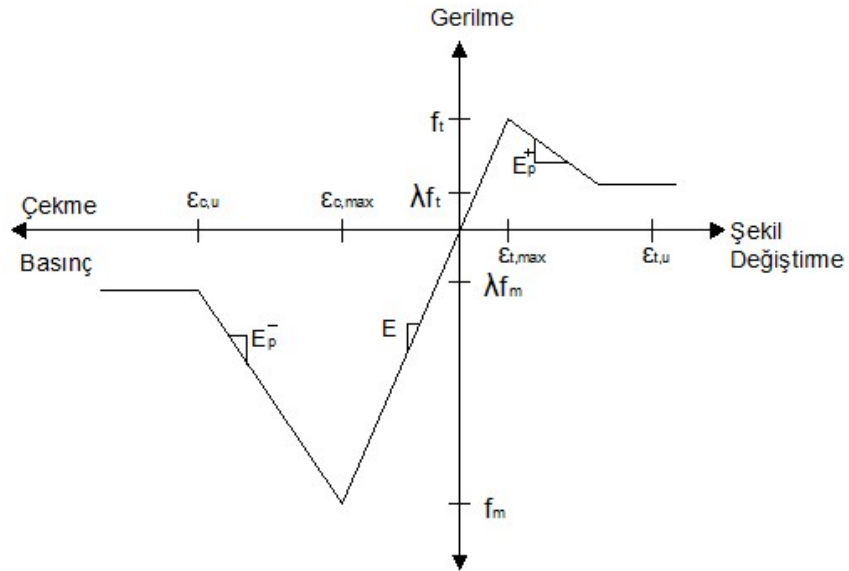
Kompozit makro modellerin kullanıldığı durumlarda, gerilme-birim şekil değiştirme ilişkileri, göçme/akma yüzeyleri ve göçme sonrası hasar fonksiyonları önceden belirlenmelidir.

3.3 Yığma Malzemesinin Doğrusal Olmama Durumu

Tuğla, çekme mukavemeti az olan veya hiç olmayan gevrek bir malzemedir. Malzemenin doğrusal davranmayışının esas sebebi harcın ve tuğla arasındaki zayıf bağıdır. Yatay derzler uygun birleşim bölgesi olarak ele alınırken, tuğlaların düşey derzlerle bağlantısı düzgün yerleştirilmemiş harç sebebi ile bir çok durumda ihmal edilmektedir. Homojen kompozit makro modellerin kullanıldığı durumlarda, basitleştirilmiş bir tek eksenli gerilme-şekil değiştirme ilişkisi önceden tanımlanmalıdır. Bununla birlikte, yükleme yönü dayanım ölçümlerinde önemli farklılıklara neden olabileceğinden, dayanımın nasıl ölçüleceğine bağlı olarak, panellerde bir kaç dayanım tanımı olabilir. “Dayanım” tanımının standartlaştırılmasına bu yüzden ihtiyaç duyulmuştur ve son yıllarda bir takım testler geliştirilmesinin nedeni de budur. Bunlardan en çok bilinen standart ASTM (1993) tarafından yayınlanan “Yığma Duvarlarda Çapraz Gerilme(Kayma) için Standart

Test Yöntemi” dir. Bu test yöntemi, 1.2x1.2m’lik duvarlara çapraz basınç yükleme ile diyagonal gerilmenin veya kesme dayanımının belirlenmesini sağlar ve böylece numuneye uygulanan yük yönüne paralel, çapraz göçme meydana gelir.

Bu tezde normal ve kayma gerilmeleri için, elastik-gevrek tek eksenli gerilme-birim şekil değiştirme ilişkisi tanımlanmıştır (Şekil 3.2). Malzemenin çekme veya basınç mukavemetine ulaşıldıktan sonra gevrek göçme meydana gelir. Elastisite modülü gevrek göçmeden sonra negatif değerler alır, bu nedenle çerçevenin genel dayanımında azalma olur. Yığma çerçevelerin en karakteristik davranışı budur ve bu, çerçevenin pik değer sonrası tek eksenli davranışının nasıl tanımlandığına dayalıdır. Gerilmelerde ani bir düşme olmadan, bir elastoplastik gerilme-şekil değiştirme ilişkisinin varsayıldığı durumlarda, yığma yapının tüm elemanları hasar alsa dahi çerçevenin toplam mukavemetinde bir azalma olmayacaktır.



Şekil 3.2 : Yığma duvar elemanları için varsayılan tek eksenli gerilme-şekil değiştirme ilişkisi

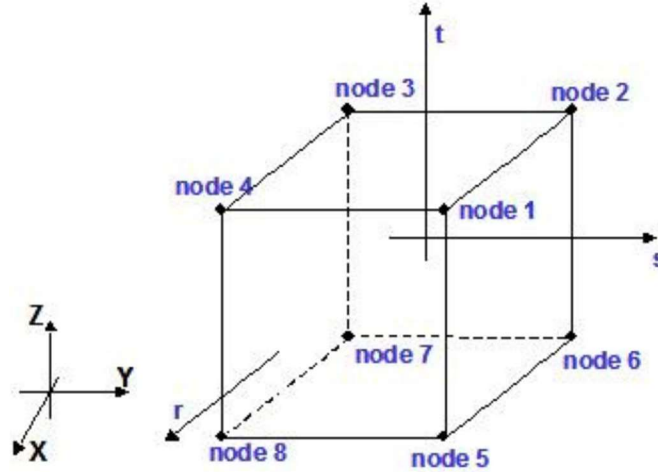
3.4 Yığmanın Anizotropik Davranışı

Bilinen bir gerçektir ki, yapı malzemelerinin pek çoğu belirli derecelerde anizotropik özellikler sergilemektedir. Anizotropinin ihmal edilebilir olduğu durumlarda davranışın formüle edilmesi çok daha kolaylaşır. Beton ve çelik gibi izotropik olarak kabul edilen malzemelerin davranışı, Coulomb veya von Mises gibi iyi bilinen akma

veya göçme kriterlerini kullanarak kolayca gösterilebilir. Öte yandan, örneğin kil tuğlaları için, kilin kendisi homojen ve izotropik bir malzeme olduğu halde, tuğlanın delikleri malzemeye belirli derecede anizotropi getirir. Ayrıca harç derzleri ve bağ türü de anizotropik davranışa katkıda bulunur.

Anizotropik malzemelerin davranışını doğru bir şekilde modellemede bir çok zorluk bulunmaktadır. Anizotropik malzemelerin mekanik formülasyonundaki asıl zorluklara ek olarak, pik seviyeye ulaşmadan önceki ve ulaştıktan sonraki davranışlar için kapsamlı deneysel sonuçların eksikliği bulunmaktadır.

Bu çalışmada Opensees’de (1999) tanımlanan “Ortotropik Malzeme” kullanılmıştır. Bu malzeme, anizotropik fakat enine yönde izotropik malzemelerin 3 boyutlu malzeme özelliklerini temsil etmek için kullanılır. Böyle bir durumda, dikey yöndeki elastisite modülü farklı iken, yatay yöndeki her iki elastisite modülü aynıdır. Örnek olarak, bu çalışmanın matematiksel modelinde kullanılan 8 düğümlü bir tuğla eleman E_x ve E_y için aynı değerleri gösterebilirken, E_z herhangi bir değer alabilir.



Şekil 3.3 : Opensees’de 8 düğümlü tuğla elemanın düğüm numaralandırması ve işaret anlaşması

Bu çalışmada kullanılan matematiksel modelde, elemanların x ve y eksenleri yatay derzlere paralel iken, z ekseni bunlara diktir. Gerekli eleman Opensees’de tanımlı olmadığından, taşı temsil etmek için tuğla elemanlar kullanılmıştır. Bununla birlikte, tuğla elemanlar Opensees’de yaygın olarak bu tip amaçlar için de kullanılır.

OpenSees’de çapraz-anizotropik malzemenin formüle edilmesi, Heimdahl ve Drescher’in (1999) çapraz-anizotropik dolgu malzemeleri üzerine yaptığı son araştırmalara dayanmaktadır. Bu çalışmaya göre, anizotropik, çapraz-anizotropik

olarak kabul edilen tabakalı bir malzemenin, doğrusal küçük gerilmeleri, elastik davranışı aşağıdaki genelleştirilmiş Hooke yasasına tabidir.

$$\varepsilon_{xx} = \frac{1}{E_h} \sigma_x - \frac{\nu_{hh}}{E_h} \sigma_{yy} - \frac{\nu_{hv}}{E_v} \sigma_z \quad (3.1)$$

$$\varepsilon_{yy} = -\frac{\nu_{hh}}{E_h} \sigma_x + \frac{1}{E_h} \sigma_{yy} - \frac{\nu_{hv}}{E_v} \sigma_z \quad (3.2)$$

$$\varepsilon_{zz} = -\frac{\nu_{hv}}{E_v} \sigma_x - \frac{\nu_{hv}}{E_v} \sigma_{yy} + \frac{1}{E_v} \sigma_z \quad (3.3)$$

$$\varepsilon_{xy} = \frac{1 + \nu_{hh}}{E_{hh}} \sigma_{xy} \quad (3.4)$$

$$\varepsilon_{yz} = \frac{1}{2G_{hv}} \sigma_{yz} \quad (3.5)$$

$$\varepsilon_{xz} = \frac{1}{2G_{hv}} \sigma_{xz} \quad (3.6)$$

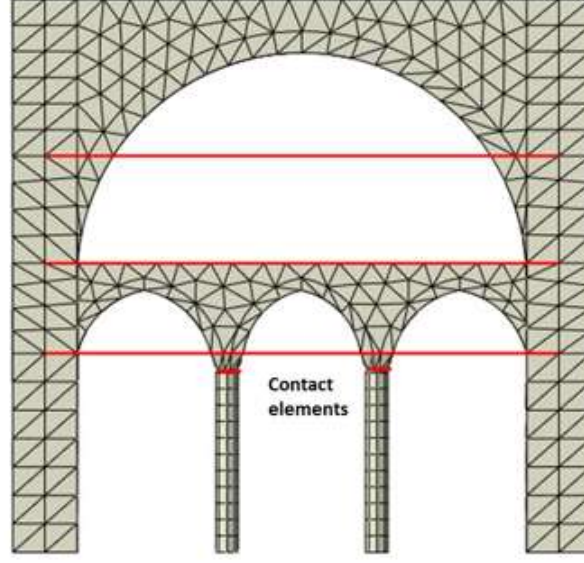
“Y” yönünün kullanılmadığı düşünüldüğünde, 2D elemanlar için esneklik matrisi;

$$[C] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_h} & -\frac{\nu_{hv}}{E_v} & 0 \\ -\frac{\nu_{hv}}{E_v} & \frac{1}{E_v} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{hv}} \end{bmatrix} \quad (3.7)$$

Bu çalışmada uyulan işaret kuralları gereğince, yukarıdaki “h” alt indisi “x” ile değişecek, “v” alt indisi “z” ile yer değiştirecek, σ_{xy} τ_{xy} ile, σ_{xx} σ_x ile σ_{zz} σ_z ile değişecektir.

3.5 Bu Teze Konu Deney Çerçevesini Ele Alan Bir Başka Sayısal Modelleme Çalışması

Test edilen numunenin doğrusal olmayan 3 boyutlu sonlu elemanlar modeli, bir başka çalışmada da analiz edilmiştir (Dais v.d., 2016). Yazarların çalışmasında deney numunesinin ana gövdesi 8 veya 10 düğüm noktalı, 4 yüzlü sürekli elemanlar (C3D10 ya da C3D8) ile temsil edilmiştir.



Şekil 3.4 : Dais v.d. (2016) çalışmasında kullanılan model geometrisi

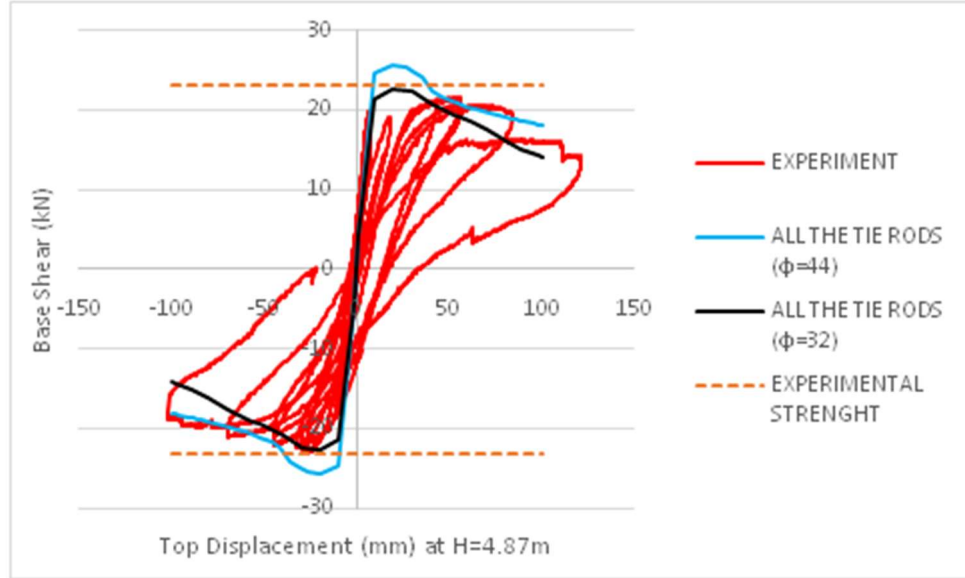
Modellenen çerçevenin mesh sıklığı, kemerlerin üstüne yerleştirilen yükleri hesaba katmak ve düşey yüklerin varlığını daha gerçekçi bir şekilde temsil etmek için, test numunesinin eleman boyutlarına kıyasla arttırılmıştır.

Gergi çubukları, aksenal katkıda bulunmaları için kiriş olarak modellenmiştir. Davranışları doğrusal elastik kabul edilmiş, elastisite modülü $E_s=200\text{GPa}$ olarak tanımlanmıştır. Düzlemsel yer değiştirmeler, deneysel sonuçlara uymak için sınırlandırılmıştır, çünkü numunenin düzlemsel yer değiştirmeleri sıfır olarak ölçülmüştür. Test yönünde (yatay) sürtünme kuvvetinin aşılmasına yol açan herhangi bir göreceli yer değiştirmeyi engellemek için sürtünme katsayısını 1'e ayarlayarak bir Mohr-Coulomb sürtünme yasası uygulanmıştır.

Dais v.d. (2016) çalışmasında analiz iki aşamadan oluşmaktadır. İlk olarak düşey yük analizi yapılır, ikinci olarak ise statik itme uygulanır. Çerçevenin üst kısmında yavaş yavaş artan bir yatay yer değiştirme uygulanmıştır. Analiz, maksimum tepe yer değiştirme 10cm ye ulaştığında sonlandırılmıştır. Bu yer değiştirme %2'lik ötelenmeye denk gelmektedir.

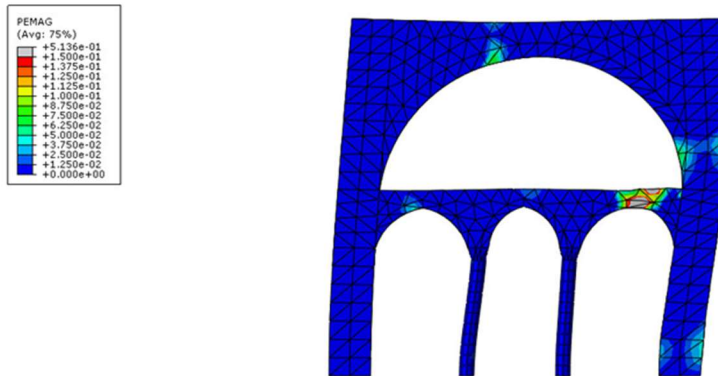
Dais v.d. (2016) çalışmasında Abaqus modelinde uygulanan varsayım, gerçek durumu temsil etmektedir. Kurulan model test edilen numune ile karşılaştırılmıştır. Öncelikle, gergi çubuklu model test numunesi ile karşılaştırılmıştır. Bunun için iki farklı malzeme özelliği seçilmiştir. Bu malzemelerin Mohr Coulomb yasasında dikkate alınan sürtünme açıları a) $\phi = 44$ veya b) $\phi = 32$ derecelik değere sahiptir.

Şekilde de görüldüğü gibi, Dais v.d. (2016) çalışmasında her iki varsayım için de çerçevenin başlangıçtaki elastik rijitliği iyi derecede temsil edilmiştir. (a) durumundaki model, çerçevenin nihai dayanımını olduğundan fazla gösterir ancak deneysel sonuçlardan elde edilen eğrinin azalan kısmını çok gerçekçi bir şekilde ortaya koyar. (b) durumu ise test çerçevesinin nihai rijitliğini daha doğru gösterirken, %0.8'lik tepe ötelenmesinde gücünü kaybeder.

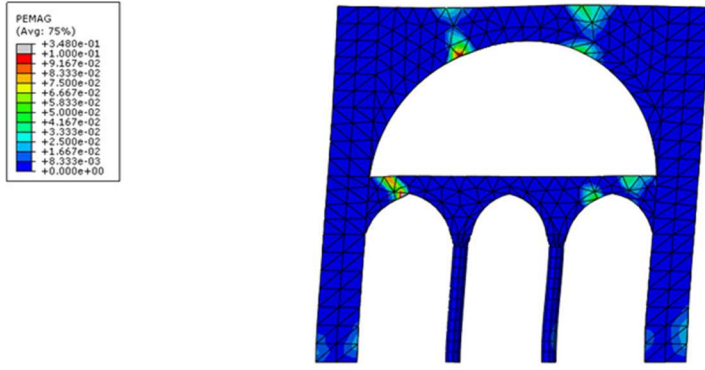


Şekil 3.5 : Dais v.d. (2016) çalışmasında elde edilen deneysel ve sayısal davranışın karşılaştırılması

Şekil 3.5'te, analiz edilen modelde gergi çubuklarının katkısı gösterilmektedir. Bu katkı, sürdürülebilecek maksimum yanal yük açısından karşılaştırılmıştır. Gergi çubuklarının olmadığı modelde, taban kesme kuvvetinde oldukça büyük bir azalma olacağı da görülebilir.



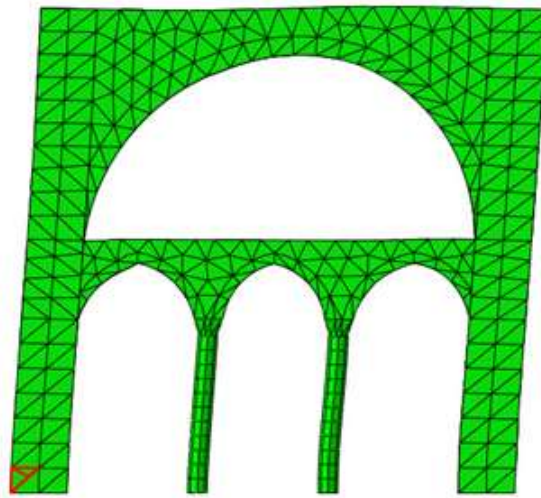
Şekil 3.6 : Dais v.d. (2016) çalışmasından, tüm gergi çubuklarının bulunduğu durumda plastik şekildeğiştirmeler



Şekil 3.7 : Dais v.d. (2016) çalışmasından , gergi çubuklarının bulunmadığı durumda plastik şekildeğiştirmeler

Şekil 3.8’de gösterilmiş olan bölgede, çerçevenin ayak tabanında hasar birikmelerinin meydana geldiği analiz sonuçlarında saptanmıştır. Bu eleman gerilme gücüne ulaşır ve daha fazla çekme taşıyamaz. Bu nedenle dikey ekseninde elemanın plastik şekil değiştirmesinde artış meydana gelir. Bu davranış mevcut dikey bağlantıların (zıvana) nihai çekme dayanımına ulaştıklarını gösterir.

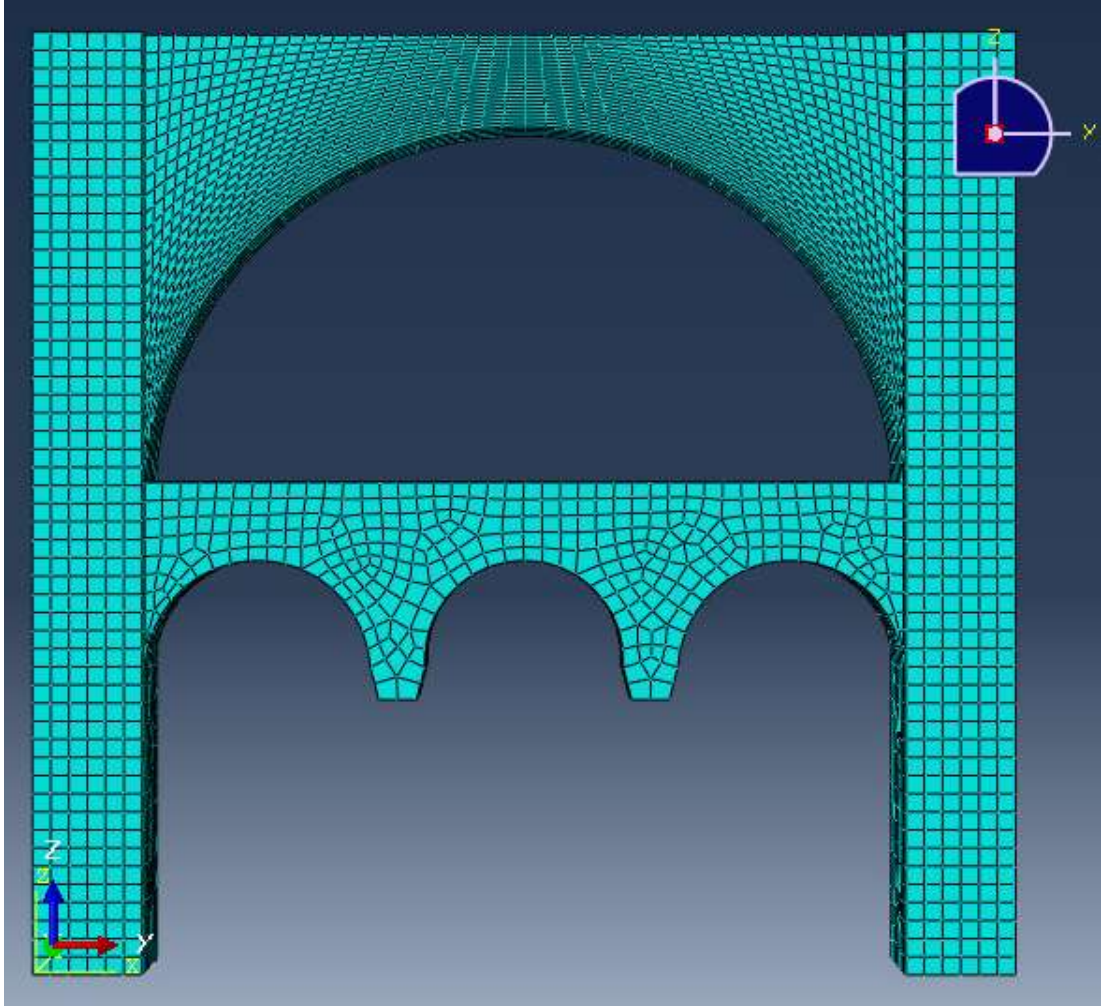
Plastik şekil değiştirmenin başlangıcı tepe deplasmanının 10 mm(%0.2 ötelenme) ulaşmasına karşılık gelir ve maksimum tepe deplasman 100mm olana kadar monoton olarak artar. Bu davranış test edilen numune ile oldukça yaklaşıktır.



Şekil 3.8 : Dais v.d. (2016) çalışmasında, tabanda hasar alan bölgenin gösterimi

4. BU TEZDE ÖNERİLEN YAKLAŞIM

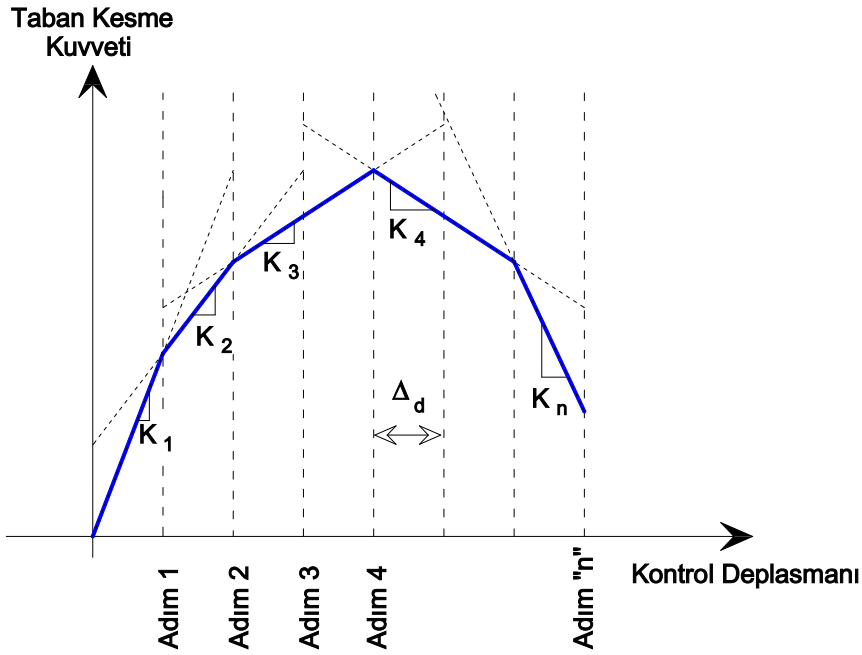
Deney numunesinin sayısal modellemesi için bu çalışmada “OpenSees” programı kullanılmıştır. Numunede kullanılan küfeki taşı, modelde 8 düğüm noktalı “Standart Brick Element” olarak tanımlanmıştır. Programa gerekli diğer veriler de girilmiş ve deney numunesinin sayısal modeli elde edilmiştir. Çalışmaya model şekil 4.1’de gösterilmiştir.



Şekil 4.1 : Sayısal model

Yöntemde analizi yapılan tüm adımlar yeteri kadar küçük elastik adımlar şeklindedir. Her bir adımda OpenSees programındaki model elastik olarak koşulur. Ancak her elemanın daha önceden belirlenen limit durumu aşp aşmadığı, her bir adım koşulmadan önce kontrol edilir. Bunun yapılabilmesi için küfeki taşı ile inşa edilen yığma malzemeye ait kırılma yüzeyleri oluşturulmakta ve her bir elemanın ortalama gerilme durumu (8 düğüm noktasındaki gerilmelerin ortalaması) bu kırılma yüzeyi

ile karşılaştırılmaktadır. Her bir elemanın tamamındaki hasar durumuna bakılarak, elastisite modülünün her adımda alacağı değer değiştirilmektedir.

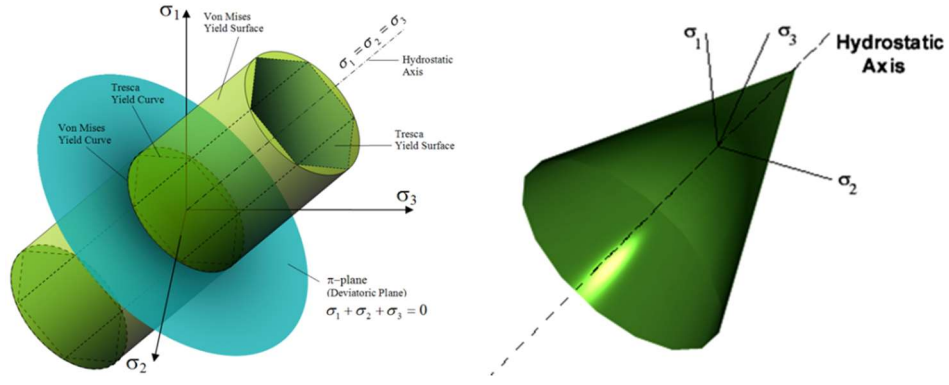


Şekil 4.2 : Önerilen yaklaşıma ait kapasite eğrisi

4.1 Kullanılan Kırılma Yüzeyi

3. Bölüm'de de bahsedildiği gibi, yapılan literatür çalışmaları sonucunda, tarihi yapıda doğrusal olmayan analiz için makro modellerin daha uygun olduğu düşünülmektedir. Yapının makro modellerle tarif edilebilmesi için malzemeye ait kırılma hipotezinin tarif edilmesi gerekmektedir.

Genelde üç boyutlu katı bir malzeme için üç asal gerilmeye bağlı (σ_1 , σ_2 ve σ_3) kırılma yüzeyleri tarif edilmektedir. Gerek mevcut programlar içerisinde ve gerekse literatürde çok sayıda kırılma hipotezi bulunmaktadır. Ancak bu hipotezlerden bir kısmı malzemenin üzerindeki basınca duyarlı iken bir kısmı değildir. Bir başka deyişle, beton ve yığma gibi malzemelerde dayanım çevresel basınç ile artmaktadır ve kırılma hipotezinin de bu gerçeği dikkate alabilmesi gereklidir. Örneğin, von Mises ve Tresca kırılma yüzeylerinde dayanım çevresel basınç ile artmamaktadır (Şekil 4.3). Buna karşılık, Drucker-Prager hipotezinde ise bu durum dikkate alınmaktadır (Şekil 4.3).



Şekil 4.3 : Von Mises ve Tresca (sol) ile Drucker-Prager (sağ) kırılma hipotezleri açısından malzemenin dayanımının çevresel basınç ile olan ilişkisinin grafiksel gösterimi

Yukarıdaki açıklamalara göre Drucker-Prager modelinin en uygun kırılma hipotezi olduğu söylenebilir. Ancak bu hipotez de isotropik (dayanım ve rijitliği her yönde aynı olan) malzemeler için geliştirilmiştir. Halbuki tarihi binalarda kullanılan yığma malzeme ortotropik (dayanım ve rijitliği her üç yönde de farklı olan) bir malzemedir ve bu malzemede dayanım, asal gerilmenin duvar yatay ve düşey eksenlerinde bulunan harç (veya kuru birleşim) zayıflık zonlarına göre yaptığı açı ile değişmektedir. Bu durumda kırılma hipotezinin 3 eksenli değil 4 veya 5 eksenli olması gerekmektedir çünkü 4 (ve gerekirse 5) numaralı parametreler, örneğin birinci asal gerilmenin, bu zayıflık zonları ile yaptığı açı olmalıdır. Bu konuda yapılan çalışmalar daha çok yığma dolgu duvarları üzerine yoğunlaşmıştır ve bahsedilen konuda geniş bir literatür mevcut olup, bu çalışmaların bir kısmı Page(1983) ve Dhanasekar ve diğeleri (1985) ait kaynaklarda bulunabilir.

Bu proje çalışması kapsamında kullanılması önerilen yöntem ise X-Z düzleminde kırılma hipotezi kullanılmasıdır. Bu kırılma hipotezi, yukarıda bahsedilen “dayanımın asal gerilmenin zayıflık zonları ile yaptığı açıya bağlılığı” konusunu da çözmektedir. Çünkü burada önerilecek olan kırılma hipotezinde gerilmeler Kartezyen sisteme oturan gerilmelerdir (σ_1 , σ_2 ve σ_3 yerine σ_x , σ_y ve σ_{xz}). Burada önerilen kırılma hipotezi ilk olarak Ganz ve Thürlimann (1982) tarafından önerilen ve Lu and Heuer (2007) tarafından çekme-çekme bölgesi daha detaylı olarak incelenip geliştirilen kırılma hipotezidir. Ganz ve Thürlimann (1982) tarafından önerilen ilk hipoteze ait kriterler ve bu kriterlerin kırılma yüzeyinde oluşturduğu geometriler aşağıdaki gibidir:

Bölge I - Düzlem – Yatay derz katmanlarında çekme kırılması (Tension failure at joints);

$$(1 + \omega_m)^2 \tau_{xy}^2 + (\omega_m (\sigma_x + f_{mx}) - \sigma_y) (\sigma_x + f_{mx} - f_{my} - \omega_m (\sigma_y + f_{my})) \leq 0 \quad (4.1)$$

Bölge II - Koni – Tuğlada basınç kırılması: (Compression failure in brick);

$$\tau_{xy}^2 - (\sigma_x + f_{mx}) (\sigma_y + f_{my}) \leq 0 \quad (4.2)$$

Bölge III - Silindir – Tuğlada kayma kırılması: (Shear failure in brick);

$$\tau_{xy}^2 + \sigma_y (\sigma_y + f_{my}) \leq 0 \quad (4.3)$$

Bölge IV - Düzlem – Derz katmanlarında çekme kırılması (Tension failure at joints);

$$4\omega_m \tau_{xy}^2 - (\omega_m f_{my} - \sigma_y (1 - \omega_m))^2 \leq 0 \quad (4.4)$$

Bölge V - Düzlem – Yatay derz katmanlarında kayma kırılması (Shear in bed joints);

$$\tau_{xy}^2 - (c - \sigma_x \tan \varphi)^2 \leq 0 \quad (4.5)$$

Bölge VI - Düzlem – Düşey derz katmanlarında kayma kırılması (Shear along perpendicular joints);

$$\tau_{xy}^2 \left(1 + \frac{2a_L}{a_s} \tan \varphi \right)^2 - \left(\sigma_x \tan \varphi + \sigma_y \frac{2a_L}{a_s} - c \right)^2 \leq 0 \quad (4.6)$$

Burada f_{mx} ve f_{my} yığmanın x ve y (yatay ve düşey) yönlerdeki basınç dayanımıdır. C yığma malzemenin kohezyonu, ϕ içsel sürtünme açısı, ω_m yatay harç bağlantısına paralel yönde çekme ve basınç dayanımlarının oranı, a_L bir tuğla elemanı ve harcın toplam yüksekliği, a_s bir tuğla elemanı ve harcın toplam genişliğini göstermektedir. Yine yukarıdaki denklemlerde σ_x yatay yöndeki gerilmeyi ve σ_y de düşey yöndeki gerilmeyi göstermektedir. Benzer şekilde τ_{xy} kayma gerilmelerini temsil etmektedir.

Lu ve Heuer (2007) yukarıda verilen kırılma hipotezinin çekme bölgesi için daha detaylı çalışmalar yaparak Ganz ve Thürlimann modelini, aşağıda verildiği şekilde, bir miktar değiştirmişlerdir (Şekil 4.4, 4.5 ve 4.6):

Bölge I - Koni - Yatay derz katmanlarında çekme kırılması (Tension failure at joints);

$$\tau_{xy}^2 + (\sigma_x - f_{tx})(\sigma_y - f_{ty}) \leq 0 \quad (4.7)$$

Bölge II - Koni-Tuğlada basınç kırılması (Compression failure in brick);

$$\tau_{xy}^2 - (\sigma_x + f_{mx})(\sigma_y + f_{my}) \leq 0 \quad (4.8)$$

Bölge III - Silindir - Tuğlada kayma kırılması (Shear failure in brick);

$$\tau_{xy}^2 + \sigma_y(f_{my} - f_{ty} + \sigma_y) - f_{my}f_{ty} \leq 0 \quad (4.9)$$

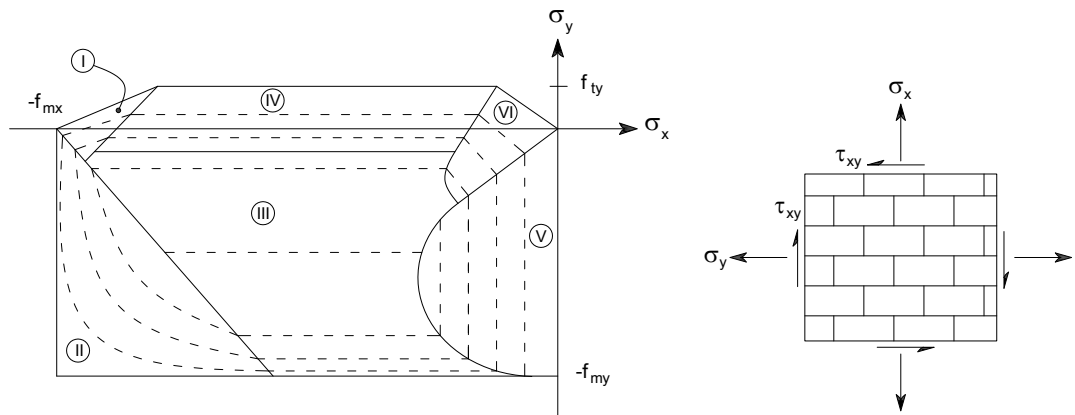
Bölge IV - Düzlem - Yatay derz katmanlarında kayma kırılması (Shear in bed joints);

$$\tau_{xy}^2 - (c - \sigma_x \tan \varphi)^2 \leq 0 \quad (4.10)$$

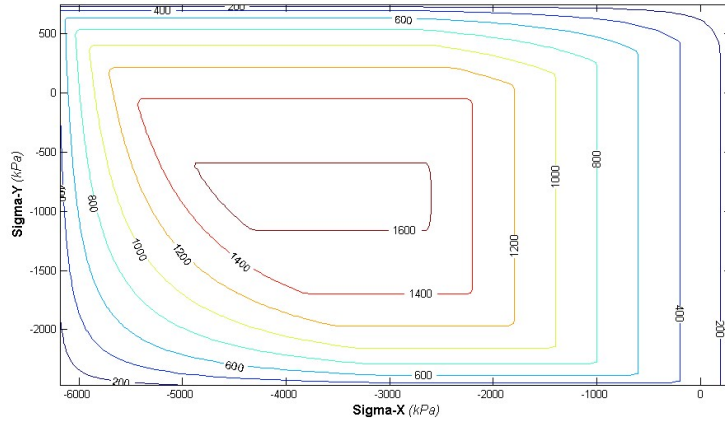
Bölge V - Düzlem - Birleşim bölgelerinde çekme kırılması (Tension failure at joints -tension cut-off);

$$\tau_{xy}^2 + \sigma_x^2 + 2 \frac{c \cos \varphi - f_{tx} \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} (\sigma_x - f_{tx}) - 2 \sigma_x f_{tx} + f_{tx}^2 \leq 0 \quad (4.11)$$

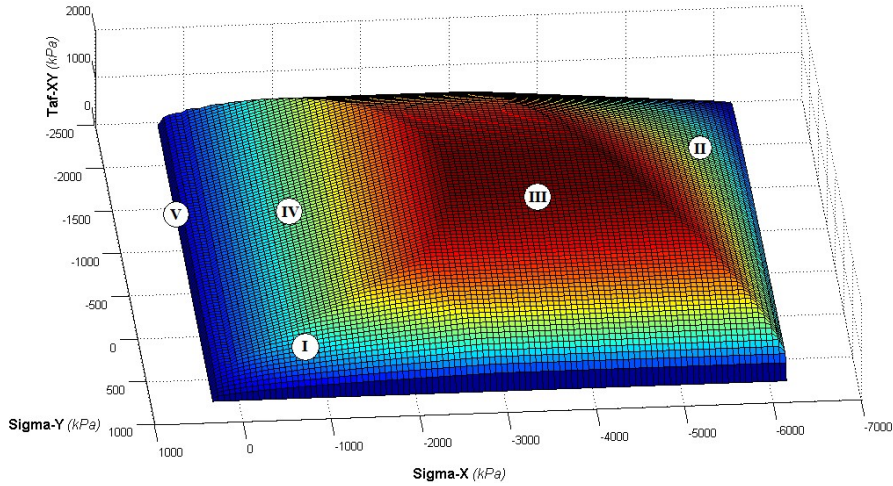
Yukarıda verilen kriterlerde, f_{tx} ve f_{ty} yatay birleşimlere sırasıyla dik ve paralel çekme dayanımlarıdır. Bu yeni kriterlere göre elde edilen örnek bir kırılma yüzeyi Şekil 4.5 ve 4.6'da verilmiştir.



Şekil 4.4 : Çekme dayanımı olan malzeme için eş-kayma eğrileri (Ganz ve Thürlimann, 1985) (solda) ve yığma üzerinde kabul edilen yön tayini (sağda)



Şekil 4.5 : Lu ve Heuer (2007) kırılma hipotezi kullanılarak oluşturulan örnek eş gerilme eğrileri



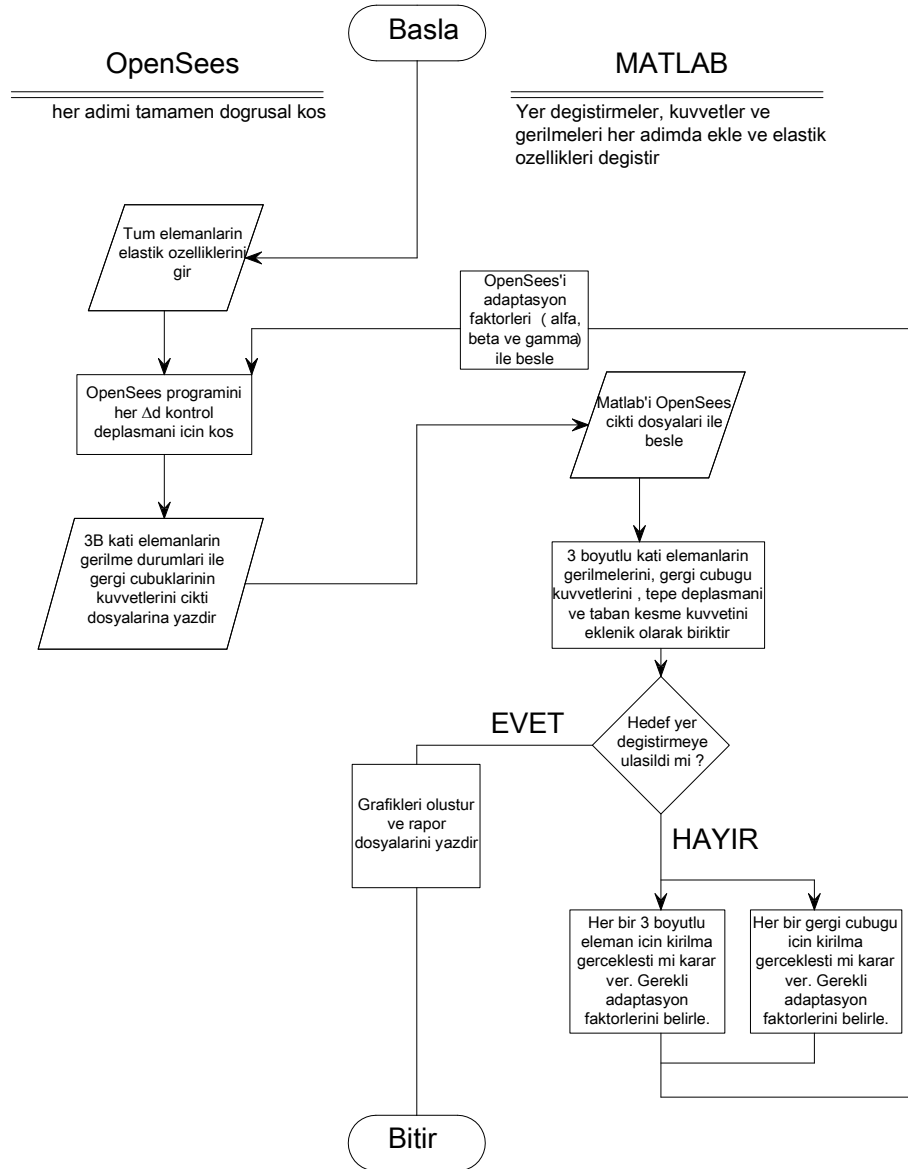
Şekil 4.6 : Lu ve Heuer (2007) kırılma hipotezi kullanılarak oluşturulan 3B kırılma yüzeyi

Bu tezde önerilen yöntemin akış diyagramı Şekil 4.7’de verilmiştir. Buna göre, Matlab ve Opensees programları paralel olarak analizi gerçekleştirmektedirler. Tüm elemanlara ve gergi çubuklarına ait gerilme ve kuvvet değerleri, Matlab tarafından saklanmakta, her bir elemanın bir sonraki adımda temsil edileceği rijitlik de yine Matlab tarafından tespit edilmektedir. OpenSees’de ise her adımda elastik bir analiz yapılmaktadır. OpenSees’de yapılan analizler küçük yerdeğiştirme artışları ile gerçekleştirilmektedir.

Yöntemde, mesh ile oluşturulmuş 8 düğüm noktalı her bir yığma birime ait bir adet malzeme tarifi vardır. Yukarıda da bahsedildiği gibi bu malzeme ortotropik bir malzeme olmakla birlikte, çerçevenin düzlem dışı hareketleri sınırlandırıldığından, pratikte anizotropik bir malzeme olarak çalışmaktadır. Her bir elemanın malzeme

değerleri (farklı yönlerdeki elastisite ve kayma modelleri), analizde bulunan hasar durumuna göre her seferinde değiştirilir. Hasar yoksa elemanın malzeme değerleri sabit bırakılır.

Yükleme sırasında kullanılan yüklem profili bu tezde kullanılan yapıda direk olarak deneylerden alınmıştır. Ancak bu teze konu olan çerçevede yerdeğiştirme itme/çekme hareketleri yapıya sadece bir seviyeden uygulanmıştır. Yapıda birden fazla seviyede yük veya yerdeğiştirme uygulanması gereken durumlarda, bu yerdeğiştirme/yük profilleri de analizin adımları ilerledikçe değişebilir. Bu tezde önerilen yöntemde böyle bir adaptasyonu yapmak da mümkündür.

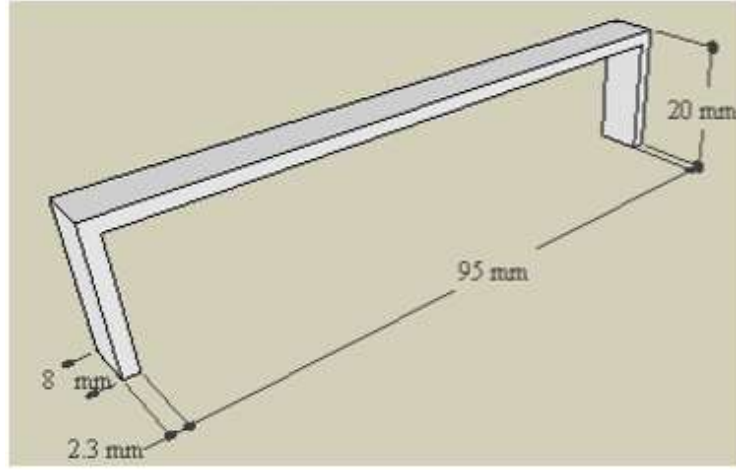


Şekil 4.7 : Bu tezde kullanılan yöntemle ait akış diyagramı

4.2 Mekanik Özellikler-Limit Durumların İncelenmesi

Yapılan deneysel çalışmada ve bu çalışmada kullanılan sayısal modellemede küfeki taşı kullanılmıştır. Bu taş özellikle Osmanlı döneminde oldukça sık kullanılmıştır. Küfeki taşlarından düzgün yüzeyli olanlar kaplamada ve iç kısımlarda, daha pürüzlü yüzeylere sahip olanlar ise temel ve taban kaplamalarında kullanılmışlardır. Bu taş yüksek oranda kalsiyum karbonat, yani CaCO_3 (%93 ~ %100 %) içermektedir. Taşın en önemli özelliklerinden biri rastgele kavkılı olmasıdır, yani taşın damarları yoktur. Bu durumda küfeki taşı, her yönden gelmesi muhtemel statik ve özellikle de dinamik yükler altında (en önemlisi de deprem yükleri altında) mükemmel homojen bir davranış gösterecektir. Taş, yapı işletmesi açısından da oldukça iyi özelliklere sahiptir. Ocaktan ilk çıktığında birim ağırlığı 22 kN/m³ civarındadır. Ancak ocaktan çıkışından örneğin 30 gün sonra, taşın hava ile reaksiyona girmesi sonucu birim ağırlığı yaklaşık %14 oranında artmaktadır. Bu durumda taşın ocaktan çıkarıldığında daha hafif olma ve dolayısı ile taşınmaya daha elverişli olma gibi bir özelliği vardır. Ayrıca taş ocaktan ilk çıktığında daha yumuşak ve işlenmeye daha elverişlidir çünkü taşın basınç dayanımı ilk anda 20Mpa'dan daha sonraları 40 MPa'a kadar çıkmaktadır. Bu hali ile küfeki taşı ilk anda 0 dayanıma sahip olan ama daha sonra geçen zamanla dayanımı artan beton malzemeyi andırmaktadır. Malzemenin çekme dayanımının basınç dayanımına oranı %9 civarındadır. Yukarıda verilen tüm bilgiler için bu konudaki en yoğun çalışmaları yapmış olan Arıoğlu ve diğerlerinin (1999a ve b) yayınlarından faydalanılmıştır.

2. Bölüm'de, deneysel çalışmalarda da anlatıldığı gibi, küfeki taşlarını yatayda birbirine bağlayan “kenet” elemanlar kullanılmıştır. Kenet elemanlar çelik plakadan imal edilmiştir. Bağlayıcılar yerlerine yerleştirildikten sonra da, geleneksel yapım tekniğine uygun olarak erimiş kurşun ile kaplanmıştır.



Şekil 4.8 : Çelik plakadan kenet boyutları

Ele alınan yığma çerçevenin en önemli yapı elemanlarından biri de gergi çubuklarıdır. Deneyde 30mm çapında S420 dayanımında donatı çeliği kullanılmıştır. Fakat sayısal modellemede gergi çubukları için iki farklı elastisite modülü tarif edilmiştir. Birincisi, çeliğin kendine ait elastisite modülü iken ikincisi, gergi çubuğunun yığma yapı ile mesnetlendiği yerden sıyrılma ihtimaline karşı azaltılmış elastisite modülüdür.

Çizelge 4.1 : Çalışmada kullanılan malzemelerin mekanik özellikleri.

	<i>Minimum Değerler</i>	<i>Nominal Değerler</i>	<i>Maximum Değerler</i>	<i>Kaynak</i>
f_{my} (yatay derzlere paralel basınç dayanımı)	14 Mpa	18 Mpa	20 Mpa	İSTKA projesi malzeme deneyleri
f_{mx} (yatay derzlere dik basınç dayanımı)	14 Mpa	18 Mpa	20 Mpa	İSTKA projesi malzeme deneyleri
f_{ty} (yatay derzlere paralel çekme dayanımı)	0.10 MPa	0.15 MPa	0.20 MPa	İSTKA projesi malzeme deneyleri ve Bal v.d., 2006
f_{tx} (yatay derzlere dik çekme dayanımı)	0.01 MPa	0.015MPa	0.02 MPa	İSTKA projesi malzeme deneyleri ve Bal v.d., 2006
μ (sürtünme katsayısı)	0.70	0.75	0.78	Demir, 2012
c / f_{mx}	0.25	0.25	0.25	Bal v.d. (2006)
E	4 GPa	5 GPa	6 GPa	İSTKA projesi malzeme deneyleri

Doğrusal olmayan analizlerde kullanılan ve Ganz&Thürlimann (1982) modelinin ana parametrelerini oluşturan değerler Çizelge 4.1’de verilmiş, aşağıda açıklanmıştır.

f_{my} (yatay derzlere paralel basınç dayanımı):

Bu değer harçlı yığmada harç ve kagir birimlerin ortak özelliği olarak deneysel olarak bulunmaktadır. Ancak harçsız taş birleşimden oluşan bu yapıda bu değer, direk olarak taşın basınç dayanımı olarak alınmıştır.

f_{mx} (yatay derzlere dik basınç dayanımı):

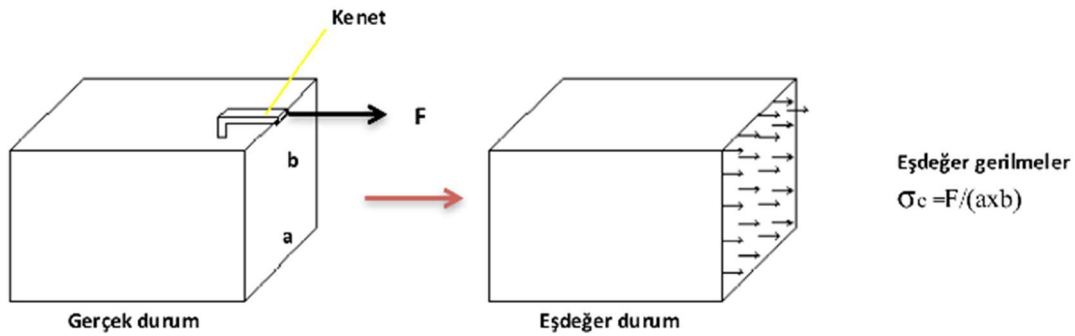
Bu değer harçlı yığmada harç ve kagir birimlerin ortak özelliği olarak deneysel olarak bulunmaktadır. Ancak harçsız taş birleşimden oluşan bu yapıda bu değer, direk olarak taşın basınç dayanımı olarak alınmıştır.

f_{ty} (yatay derzlere paralel çekme dayanımı):

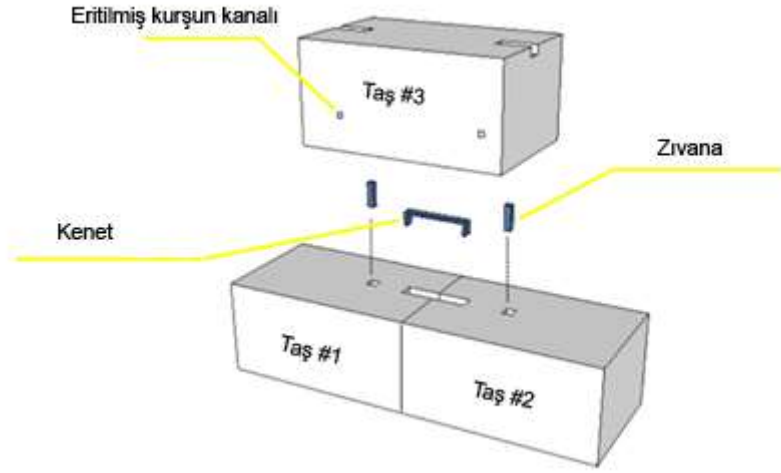
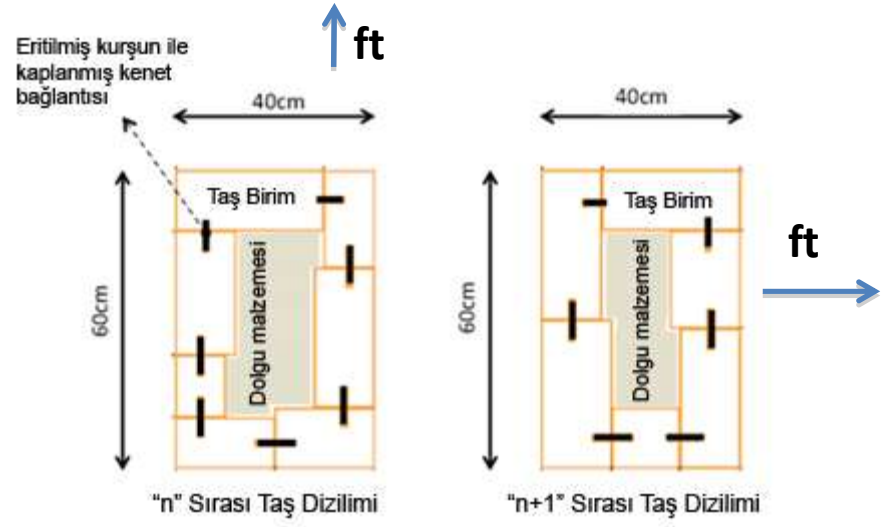
Yatay derzlere paralel çekmeye kenetler karşı koymaktadır. Bal v.d. (2006) çalışmasındaki gibi, bu kenetin dayanımı tüm taş-taş yüzeyinin çekme dayanımı olarak hesaplanırsa, 2x8mm kesit alanına sahip kenet demirinin çekme dayanımı bulunur ve bu değer o düzlemdeki taş kesit alanına bölünür. Kenet demirleri çekme dayanımı 185MPa’dır. Kenetlerin bulunduğu düzlemdeki taş yüzey alanı ise 15x13cm ebatlarındadır. Bu durumda:

$$f_{ty} = 2 \times 8 \times 185 / (150 \times 130) = 0.15 \text{ MPa}$$

bulunur.



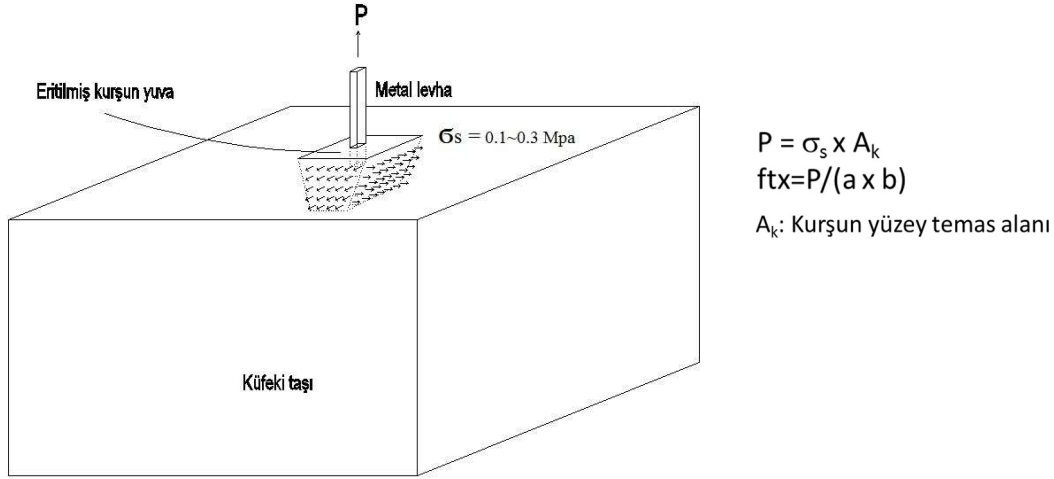
Şekil 4.9 : Kenet demirinin çekme dayanımının yüzeye dağılımı



Şekil 4.10 : Taş bağlantılarının gösterimi (tezde kullanılan deneysel çalışmaların yapıldığı İSTKA projesi raporlarından alınmıştır)

f_{tx} (yatay derzlere dik çekme dayanımı)

μ (sürtünme katsayısı)



Şekil 4.11 : Zıvana-kurşun bölge ilişkisi

Bu değer, benzer taşlar ile yapılan deneylerin yer aldığı Demir (2012) çalışmasından alınmıştır. T aşlar arası yatay davranışta sürtünme katsayısının yüksekliğinden dolayı, yatay gerilmelerde zıvanaya rol düşmediği kabul edilerek, zıvana etkisi ihmal edilmiştir.

c / f_{mx}

Bu değer, kohezyonun basınç dayanımına oranıdır. Bu teze konu olan elemanlarda fiziksel olarak kohezyon bulunmasa bile, nümerik olarak bu değer modelde yer almaktadır. Bu yüzden de bu değer deneylerle kalibre edilmesi gereklidir. Tam olarak değeri saptanamadığından, daha önceki çalışmalara (Bal v.d., 2006) dayanarak sabit bir değer kabul edilmiştir. Duvar özelliklerine bağlı olarak bu parametrenin araştırılması gereklidir.

4.1 Kırılma Yüzeyi Dışındaki Doğrusal Olmayan Davranışın Tarifi (Associated Flow Rule)

Göçme koşullarıyla ilgili önemli problemlerden biri, göçme sonrası inelastik davranışın tanımlanmasıdır. Kavramsal olarak, Gauss noktalarında gerilme bileşenleri ve/veya şekil değiştirmeleri incelenmeli ve çatlama, akma, ayrılmalar

kontrol edilmelidir. Bu olaylardan herhangi biri meydana geldiğinde, kuvvetler / gerilmeler akma yüzeylerine indirgenir ve elemanlar için eşdeğer düğüm kuvvetleri hesaplanır. Hem akma hem de göçme yüzeyleri kullanıldığında, akma yüzeyi ile göçme yüzeyi arasında aynı işlem uygulanacaktır. Ancak göçme yüzeyinin şekli önemli bir rol oynamaktadır, zira gerilme kaynaklı göçme yüzeyinin şekli arasındaki fark, beklenebilecek göçme türünü kontrol etmektedir. Örneğin, Leon beton modeli (Willam ve Menetrey, 1995) gerçekte çekme ve kayma göçmesine izin verebilirken, RMC (Rounded Mohr-Coulomb) yüzey kesme göçmesini zorlar.

İnelastik davranışın saptanması yönünde çeşitli girişimler Owen ve Figuerias (1983) tarafından malzeme eksenine bağlı bir sertleşmenin göz önüne alındığı çalışmada bulunabilir.

Lourenço (1997), yukarıda bahsedilen yaklaşımların nispeten eksik olduğunu iddia ederek Owen ve Figuerias'ın (1983) çalışmalarına her bir malzeme eksenine boyunca yumuşama davranışı ve bağımsız kırılma enerjilerini ekler.

Galanti ve diğerleri (2000), elastik-gevrek tek eksenli gerilme ve elastoplastik tek eksenli basınç davranışını temel alan bir hasar modeli sunmaktadır. Şekil değiştirmelerdeki artışı izlemek için iki tek parametre tanımlanmıştır. Bu parametreler, artışı duvar elemanlarının elastisite modülünü etkileyecek bir hasar olarak göstermek için kullanılmaktadır. Hasar, şekil değiştirmelerin maksimumu ne kadar aştığının bir fonksiyonudur. Bir başka deyişle, hasar değişkeni ve tek eksenli gerilme-şekil değiştirme ilişkisinde, elemanın maksimum ve nihai gerilme / şekil değiştirme durumları arasındaki değişken şekil değiştirmenin bir fonksiyonudur.

Asteris ve Tzamtzis (2003) normal akış vektörünün plastik akışın tanımlanması için kullanılmasını önermektedir. Her bir plastik gerilme bileşeninin artışı, göçme yüzeyinde bulunan akma yüzeyinin normal eğiminin bir fonksiyonudur.

Bu çalışmada, Galanti v.d (2000) ve Asteris, Tzamtzis (2003) kullanılmıştır. Kabul edilen yaklaşıma göre, gerilmenin son derece küçük bir değişiminde şekil değiştirmedeki değişimin kısmen esnek olduğu ve kısmen plastik olduğu varsayılmaktadır:

$$\delta\{\varepsilon\}=\delta\{\varepsilon\}_e+\delta\{\varepsilon\}_p \quad (4.12)$$

Plastik şekil değiştirme artışlarının tanımı, normallik şartı varsayılırsa, daha karmaşıktır ve göçme yüzeyinin şekline dayanır. Göçme yüzeyi olarak tanımlanan hallerde;

$$[C] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & \frac{-\nu_{xz}}{E_z} & 0 \\ \frac{-\nu_{xz}}{E_z} & \frac{1}{E_z} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{xz}} \end{bmatrix} \quad (4.13)$$

Bu durumda elastik birim şekil değiştirme artımları:

$$\delta\{\varepsilon\}_e = [C] \delta\{\sigma\} \quad (4.14)$$

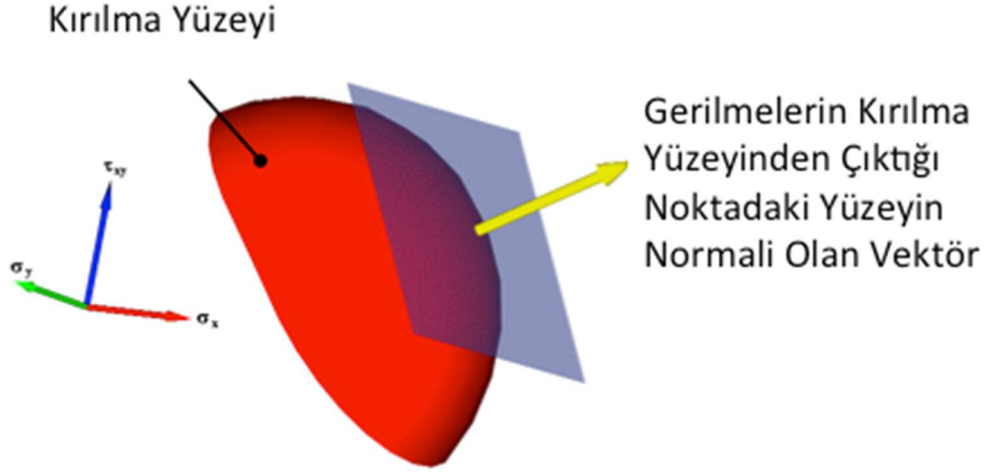
Plastik birim şekil değiştirmelerin artımları ise, kırılma yüzeyinin şekline de bağlı olan daha karışık bir parametredir. Kırılma yüzeyi fonksiyonunun aşağıda Denklem 4.11'deki gibi olduğu varsayılırsa:

$$f(\sigma_x, \sigma_z, \tau_{xz}) = 0 \quad (4.15)$$

bu yüzeye σ_x, σ_y ve τ_{xy} noktalarında tanjant olan bir düzlem bulunmalıdır. Bu düzlemin denklemi $(\sigma_x, \sigma_z, \tau_{xz})$ noktalarında olup $f(\sigma_x, \sigma_z, \tau_{xz}) = 0$ şartını sağlar, bu durumda bu düzleme normal olan vektörün grandyanti da (vektörün boyu), Denklem 4.12'deki gibi hesaplanır:

$$S = \nabla f(\sigma_x, \sigma_z, \tau_{xz}) = \frac{\partial f}{\partial \sigma_x} i + \frac{\partial f}{\partial \sigma_z} j + \frac{\partial f}{\partial \tau_{xz}} k \quad (4.16)$$

Denklem 4.12'de i, j ve k indisleri, sırasıyla σ_x, σ_z , ve τ_{xz} doğrultularındaki birim boydaki vektörleri gösterir. Bu tanjant yüzeyin eve bunun normal vektörünün grafik gösterimi Şekil 4.12'de verilmiştir. Buradaki “S” vektörü “akış vektörü” olarak adlandırılır ve $\|S\|$ bu vektörün boyunu gösterir.



Şekil 4.12 : Gerilmelerin kırılma yüzeyi dışına çıkması ve hasarın oluşması durumunda elemanın elastik rijitlik özelliklerinde yapılacak değişimde kullanılacak tanjant yüzey ve onun normali olan vektör

Bu durumda plastik birim şekil değiştirme artımları:

$$\delta\{\varepsilon\}_p = [C]_p \delta\{\sigma\} \quad (4.17)$$

şeklinde gösterilir. Burada $[C]_p$ normalize edilmiş pik dayanım sonrasına ait uygunluk matrisidir. Bu matris, elemanların dayanımı aşıldıktan sonraki durumlarını temsil eder ve Denklem 4.14'teki gibi gösterilir:

$$[C]_p = \begin{bmatrix} \frac{1}{\alpha E_{x,p}} & \frac{-\nu_{xz}}{\beta E_{z,p}} & 0 \\ \frac{-\nu_{xz}}{\beta E_{z,p}} & \frac{1}{\beta E_{z,p}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{\gamma G_{xz,p}} \end{bmatrix} \quad (4.18)$$

Pik dayanım ulaşıldıktan sonar E_x , E_z ve G_{xz} parametreleri Denklem 4.14'te verilen matrise uyumlu olarak ilgili analiz adımında değiştirilir. Pik dayanım aşıldıktan sonar bu parametrelerin hepsi veya bir kısmı eksi değerler de alabilir, ki bu gerilmelerin aşılmasından kaynaklanan yumuşamayı (stress relaxation) doğru olarak yansıtabilir. E_x , E_y ve E_{xz} parametrelerini değiştirmek için kullanılacak değişkenler ise α , β ve γ olarak aşağıda verilmiştir:

$$\alpha = \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_x} \right) / \|S\| \quad (4.19)$$

$$\beta = \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_z} \right) / \|S\| \quad (4.20)$$

$$\gamma = \left(\frac{\partial f}{\partial \tau_{xz}} \right) / \|S\| \quad (4.21)$$

α , β ve γ değerleri ile S parametresi, kırılma yüzeyi üzerinde ve hasarın gerçekleştiği σ_x , σ_z ve τ_{xz} kombinasyonunda hesaplanmalıdır. Düzlemde yapılan analizlerde bu 3 gerilme değeri kontrol edildiğinde, bunların kırılma yüzeyinin içerisinde kaldığı tespit edilirse, elemanlar elastik davranışa bir sonraki adımda da devam ederler. Eğer gerilme kombinasyonuna ait koordinatlar kırılma yüzeyinin dışına çıkarsa, bu durumda elemanda hasar başladığı kabul edilir. Hasar yoksa α , β ve γ katsayılar 1 alınarak analize devam edilir, ancak eğer hasar varsa bunların yeni değerleri ve S hesaplanarak ilgili elemana ait E_x , E_z ve G_{xz} değerleri α , β ve γ ile çarpılarak değiştirilir ve bir sonraki adıma geçilir.

Yukarıda bahsedilen yöntem, a , b ve g katsayılarının (-1 ila 1 arasında değişir) ilgili elemanda E_x , E_z ve G_{xz} ile çarpılması ile ilerler ve bir sonraki adıma geçer. Önerilen yöntemin en büyük yaklaşıklığı ise, bu hesaplamaların her elemandaki 8 düğüm noktasında ayrı ayrı yapılması yerine, elemanlardaki ortalamagerilme ve birim şekil değiştirme değerlerini kullanarak tüm eleman için ortalama ve homojen olarak yapılmasıdır. Bu α , β ve γ katsayılarının bu tezde önerilen yöntemin algoritmasında nasıl yer ettikleri Şekil 4.7’de verilen akış diyagramında görülebilir.

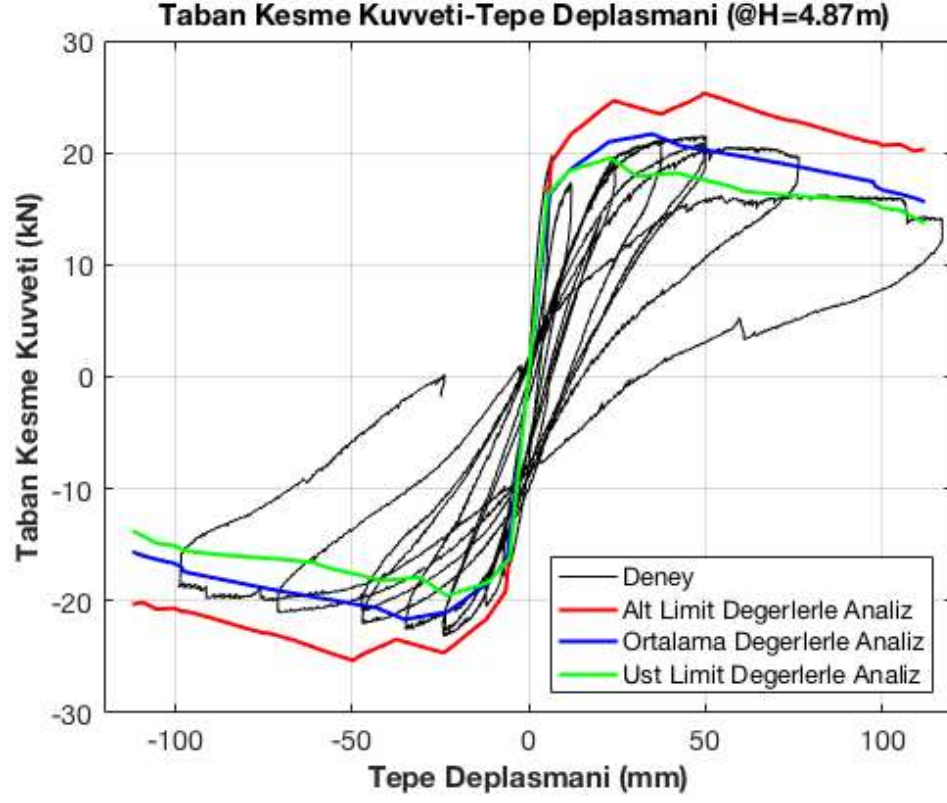
4.1 Analiz Sonuçları

Yapılan analizlerde deneysel sonuçların ortalama değere sahip ve belirli bir aralıkta olması nedeni ile, hassaslık analizi yapılması yoluna gidilmiştir. Bunun için de Çizelge 4.1’de kullanılan alt limit, ortalama ve üst limit değerleri analizde kullanılarak 3 farklı sonuç elde edilmiştir. Bu sonuçlar Şekil 4.9’da gösterilmektedir.

Buna göre, elde edilen sonuçlarda:

- Başlangıç rijitliği doğru olarak tarif edilmiştir
- Deneyde asimetrik davranış vardır ve bu durum analizde yakalanamamıştır
- Pik dayanıma ulaştıktan sonraki dayanım azalması yeter derecede doğru tespit edilebilmiştir

- Analizlerden elde edilen monotonik davranış, deneysel olarak elde edilen çevrimsel davranışın zarfını oluşturmaktadır.



Şekil 4.13 : Bu tezde önerilen yöntem ile gerçekleştirilen hassaslık analiz sonuçlarının deneysel sonuçlarla karşılaştırılması

5. SONUÇLAR

Tarihi yığma yapıların deprem davranışlarının tespiti, çeşitli zorluklar içeren bir konu olarak gündemdeki yerini korumaktadır. Bu yapılarda malzemelerin niteliklerini ve davranışlarını tespit edebilmenin yanında, yapının analitik olarak çözümlenmesi ve olası deprem yükleri altındaki davranışının tespitinde de zorluklar bulunmaktadır.

Tarihi yığma yapılarda öncelikle yapısal elemanların ve malzemelerin tespiti önemli rol oynamakla birlikte, elde edilecek bu verilerin bilgisayar modellerinde kullanılması birtakım zorluklar içermektedir. Yığma malzemenin davranışının anizotropik olması, malzemenin kendisinin dayanım ve elastisite modülü gibi temel parametrelerinin aynı yapı içerisinde bile büyük farklar göstermesi, deprem yüklerinin gelişigüzel ve çevrimsel hareketler olması ve bu tip hareketlerin nümerik olarak tespitinin zorluğu, tarihi yığma yapılarda deprem güvenliğinin tespiti için yapılan çalışmalardaki başlıca zorluklardandır.

Bu teze konu olan tarihi yığma yapı grubu, daha önce hakkında pek az araştırma bulunan, Osmanlı döneminin büyük kamusal yapılarının ana inşaat yöntemi olan küfeki kesme taş birimlerin harçsız olarak ve kenet-zıvanalar kullanılarak birleştirilmesi yöntemi ile inşa edilen yapılardır. Bu inşaa yaklaşımı, İstanbul'un bugünkü karakterini veren selatin camileri de olmak üzere büyük orandaki klasik Osmanlı yapısında kullanılan yöntemdir. Bu yöntemde, mermere nazaran damarsız olan ve üç yöndeki dayanımı nispeten benzer olan küfeki taşı kullanılmaktadır. Bu taşlar, yatayda U şeklindeki kenetler ile, düşeyde ise metal zıvanalar ile birbirlerine bağlanmaktadır. Korozyon ve taş içerisinde genişlemeye mani olmak için bu elemanlar eritilmiş kurşun ile kaplanmaktadır. Harç, bu yapıda sadece dolgu malzeme olarak kullanılmakta olup, özellikle yatay deprem yüklerine dayanımda rolü oldukça azdır.

Bu tezde, doğrusal olmayan yığma analizindeki en büyük zorluklardan biri olan yakınsama problemini iyileştirmeye yönelik olarak, her adımda doğrusal analiz yapan ve nispeten yaklaşıklıklar içeren bir yöntem önerilmiş ve büyük ölçekli bir deney ile de kalibre edilmiştir. Bu tezde, klasik dönem Osmanlı mimarisinin özgün eserlerinden biri olan Edirnekapı Mihrimah Sultan Camii'nin taşıyıcı çerçevesinden biri alınarak gerçekleştirilen 1/5 ölçekli deney verileri kullanılmıştır. Bu deneyde test edilen yapı bir kez de bu tezde tarif edilen modelleme ve analiz yaklaşımı

kullanılarak simüle edilmiştir. Deneyden elde edilen çevrimsel sonuçlar, bu tezde tarif edilen yaklaşım ile monotonik olarak elde edilmiştir. Deney ile analitik bulgular arasında yüksek derecede uyum söz konusudur.

Tezde yapılan analizlerde deneysel sonuçların ortalama değere sahip ve belirli bir aralıkta olması nedeni ile, hassaslık analizi yapılması yoluna gidilmiştir. Bunun için malzemelere ait alt limit, ortalama ve üst limit değerleri analizde kullanılarak 3 farklı sonuç elde edilmiştir. Buna göre, elde edilen sonuçlarda:

- i. Başlangıç rijitliği doğru olarak tarif edilmiştir
- ii. Deneyde asimetrik davranış vardır ve bu durum analizde yakalanamamıştır
- iii. Pik dayanıma ulaştıktan sonraki dayanım azalması yeter derecede doğru tespit edilebilmiştir
- iv. Analizlerden elde edilen monotonik davranış, deneysel olarak elde edilen çevrimsel davranışın zarfını oluşturmaktadır.

Bu tezde önerilen yöntem, büyük ölçekli tek bir deney ile kalibre edilmiştir. Ancak teze konu olan yöntemin daha iyi kalibre edilmesi ve benzer yapılarda daha güvenli sonuçlar verebilmesi için bazı konuların üzerinde daha fazla çalışılması ve bu konuların daha fazla açıklığa kavuşturulması gereklidir. Bu konular:

- i. Kullanılan kırılma yüzeyinde nümerik olarak kohezyon c / f_m parametresi ile tarif edilmektedir. Bu parametre, kohezyonun yatay derzlere dik yığma dayanımına oranıdır. Daha küçük ölçekli numuneler kullanılarak, veya mevcut deneyler üzerinde çalışmalar yapılarak, bu parametrenin küçük ölçekte kalibre edilmesi gereklidir.
- ii. Kesme taş yığma elemanlarda taşlar arasında bağlayıcı harç bulunmayıp, bu bağlantı kenet ve zıvana elemanlarla yapılmaktadır. Bu tezde kabul edilen yaklaşımla, bu elemanların dayanımları taş yüzeyine homojen dağıtılmış çekme dayanımı şeklinde modellenmiştir. Bu kabulün doğruluğunun, 2 veya 3 taş birimle oluşturulacak daha küçük deneylerle kalibre edilmesi gereklidir.
- iii. Deneylerde, gergi demirlerinin çekme kuvvetleri altında uzamaya maruz kaldıkları, ancak yuvalarından sıyrılma kaynaklı deformasyonun, gerginin

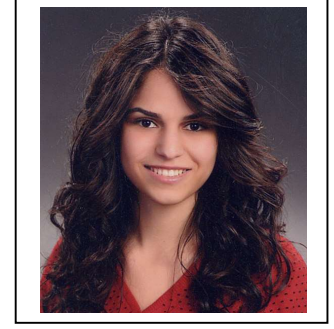
kendisinin uzamasından kaynaklanan deformasyonun yaklaşık 7 katı olduğu deneylerde saptanmıştır. Bu durumda nümerik modellerde gergeri çubuğunun sıyrılması ile ilgili modelleme yaklaşımın daha iyi irdelenmesi gerekir.

KAYNAKLAR

- Arioğlu, N., Tuğrul, İ., Zarif, H., Girgin, C. ve Arioğlu, E.**(1999a), “Strength Analysis of Küfeki ‘Küfeki’ : case of Şehzade Mosque – I”, Yapı Dergisi, 214, pp. 109-113.
- Arioğlu, N., Tuğrul, İ., Zarif, H., Girgin, C. ve Arioğlu, E.**(1999b), “Strength Analysis of Küfeki ‘Küfeki’ : case of Şehzade Mosque – II”, Yapı Dergisi, 215. pp. 102-108.
- Bal, İ. E., Şadan, O. B., Smyrou, E. ve Gülay, F. G.**(2007a) “Beyazit II, A Retrofitted Mosque 5 Centuries Ago”, Proceedings of the Structural Engineers World Congress 2007, Bangalore, India, 2-7 November 2007.
- Demir, C.**(2012) “Seismic Behaviour of Historical Stone Masonry Multi-leaf Walls“, PhD Thesis, Istanbul Technical University.
- Frunzio, G., Gesualdo, A., Monaco, M.**(1998) - Computer Methods In Structural Masonry
- Ganz, H. R. ve Thürlimann B.,**(1982)Versuche über die Festigkeit von zweiachsig beanspruchtem Mauerwerk. Report No. 7502-3, Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zurich, 1982.
- Ganz, H.**(1989). “Failure Criteria for Masonry”, Proceedings of the 5th Canadian Masonry Symposium, Vancouver, B.C., Canada.
- Heimdal, T. C. and Drescher, A.** (1999). “Elastic anisotropy of tire shreds.” Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 383–389.
- Lourenço, P.B., Rots, J. G. ve Blaauwendraad, J.** (1995). “Two approaches for the analysis of masonry structures: micro and macro-modeling”, HERON, 40(4), 313-340.
- Lourenço, P.B. ve Rots, J. G.** (1997). Multisurface interface model for analysis of masonry structures. Journal of Engineering Mechanics 123(7): 660-668.
- Lourenço, P.B., Oliveria, D.V., Roca, P. ve Orduna, A.** (2005). Dry Joint Stone Masonry Walls Subjected to In-Plane Combined Loading. Journal of Engineering Mechanics :1665-1673
- Lu, S. ve Heuer, R.** (2007). “Seismic assessment of lifeline masonry structures using an advanced material model”, Structural Control and Health Monitoring, (14), 321-332.
- Menetrey, P., and William, K.J.** (1995) Triaxial failure criterion for concrete and its generalization: ACI Struct. J., v. 92, p. 311-. 318
- Mistler, M., Butenweg, C. ve Meskouris, K.** (2006). Modelling methods of historic masonry buildings under seismic excitation, Journal of Seismology, 10, pp.497-510.

- Sadan, O. B., Bal, İ. E.ve Smyrou, E.** (2007). “Structural Analysis of Istanbul Beyazit II Mosque Retrofitted by Mimar Sinan”, Proceedings of the International Symposium on Studies on Historical Heritage, Antalya, Turkey, 2007.
- Tanyeli, G.** (2009). “Osmanlı yapım tekniklerini araştırmak”, Taşınmaz Kültür Varlıklarını Tespit ve Belgeleme Yöntemleri Koruma Sempozyumu, Mersin.
- Tzamtzis, A.D., Asteris, P.G.**(2003). Finite Element Analysis Masonry Structures: Part I-Review of Previous Works, CD Proceedings of the Ninth North American Masonry Conference (9thNAMC), June 1-4, 2003, Clemson, South Carolina, USA, Paper Nr. 86, pp.101-111

ÖZGEÇMİŞ



Ad-Soyad : Özge TOROS
Doğum Tarihi ve Yeri : 27.06.1990
E-posta : ozgeaksakal90@gmail.com

ÖĞRENİM DURUMU:

- **Lisans** :2013, Eskişehir Osmangazi Üniversitesi, Mühendislik Mimarlık Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü

MESLEKİ DENEYİM:

- 2013-2015 Yöntem Yapı Denetim – Saha Mühendisi
- 2015-2016 Ülker Mühendislik – Proje Mühendisi
- 2016-halen Dolfen Mühendislik – Proje Mühendisi